

Anderson Pacheco

**MEDIÇÃO DE MOMENTO FLETOR EM DUTOS UTILIZANDO  
O MÉTODO DO FURO CEGO COM INTERFEROMETRIA  
LASER**

Dissertação submetida ao Programa de  
Pós-Graduação em Engenharia  
Mecânica da Universidade Federal de  
Santa Catarina para a obtenção do  
Grau de Mestre em Engenharia  
Mecânica.

Orientador: Prof. Armando Albertazzi  
Gonçalves Júnior, Dr.  
Eng.

Coorientador: Matias Roberto Viotti,  
Dr. Ing.

Florianópolis  
2014

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor, através do  
Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Pacheco, Anderson

Medição de momento fletor em dutos utilizando o método  
do furo cego com interferometria laser / Anderson Pacheco  
; orientador, Armando Albertazzi Gonçalves Júnior ;  
coorientador, Matias Roberto Viotti. - Florianópolis, SC,  
2014.

108 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa  
Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-Graduação em  
Engenharia Mecânica.

Inclui referências

1. Engenharia Mecânica. 2. Dutos. 3. Medição de tensão.  
4. Furo cego. 5. Momento fletor. I. Gonçalves Júnior,  
Armando Albertazzi. II. Viotti, Matias Roberto. III.  
Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-  
Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

Anderson Pacheco

## **MEDIÇÃO DE MOMENTO FLETOR EM DUTOS UTILIZANDO O MÉTODO DO FURO CEGO COM INTERFEROMETRIA LASER**

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Mecânica, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica.

Florianópolis, 18 de dezembro de 2014.



---

Prof. Armando Albertazzi Gonçalves Júnior, Dr. Eng.  
Coordenador do Curso

### **Banca Examinadora:**



---


Prof. Armando Albertazzi Gonçalves Júnior, Dr. Eng. – Orientador  
Universidade Federal de Santa Catarina



---

Matias Roberto Viotti, Dr. Ing. – Coorientador  
Universidade Federal de Santa Catarina




p/  Prof. Marco Antonio Martins Cavaco, Ph. D.  
Universidade Federal de Santa Catarina



---

Prof. Tiago Loureiro Figaro da Costa Pinto, Dr. Eng.  
Universidade Federal de Santa Catarina



Érika Santana Mota, Dra. Eng.  
Petrobras Transporte S.A.





Aos meus pais.



## AGRADECIMENTOS

Esta dissertação não seria possível sem o apoio da Petrobras Transporte S.A., TRANSPETRO, especialmente na figura do Gerente de Suporte Técnico de Dutos e Terminais do Sul, Eng. Marcus Antonius Soares, a quem sou grato pelo grande incentivo dado a este trabalho. Dessa companhia, agradeço ainda ao Consultor Mario Sérgio de Oliveira e a Administradora Cláudia da Silva, fundamentais na concretização deste projeto.

Agradeço a meu orientador, Prof. Armando Albertazzi, pela sempre paciente atenção que me dispensou e por seus conselhos de excelência. De forma igual, agradeço a meu coorientador, Dr. Ing. Matias Viotti, por ter me acompanhado e muito motivado no dia-a-dia dessa longa caminhada.

Agradeço aos colegas Dr. Eng. Celso Veiga e Eng. Fábio Silva pela disposição em propagar suas experiências.

Na figura do futuro engenheiro Filipe Zanini, agradeço a todos os estagiários que, de alguma forma, colaboraram para o desenvolvimento deste projeto.

Agradeço aos doutorandos Miguel Demay e Livia Lothhammer e aos demais colegas do LABMETRO e da TRANSPETRO pelos inúmeros apoios que recebi ao longo desse período.

Aos amigos André Moraes, Flora Santos, Bruno Buzato, André Auras, David e Lucianna Takemura, Luiz Carlos de Pinho e Halana Baldissera, agradeço por tornarem minhas rotinas mais agradáveis. Dentre esses, não posso deixar de citar o amigo e ex-colega de trabalho, Prof. Luciano Amaury dos Santos, de quem desprezensas conversas se tornam grandes aulas de engenharia.

Agradeço aos meus irmãos pelo suporte que, de tão grande e presente, se torna, muitas vezes, invisível. E ao pequeno Erik, de quem um simples sorriso pode encher nossos dias de alegria.

Por fim, agradeço aos meus pais pelas mais óbvias e inexplicáveis razões.



## RESUMO

Diante de cenários de faixas de dutos sujeitas à movimentação do solo, o conhecimento do estado de tensões presentes no duto caracteriza-se como importante requisito, não só para a avaliação de integridade, como também para um consequente planejamento de ações preventivas ou corretivas a serem adotadas no âmbito da geotecnia. Esse estado de tensões presente na seção transversal em análise pode ser descrito como consequência, principalmente, da combinação dos carregamentos gerados por: (a) pressão interna, de fácil determinação; (b) cargas axiais e de momentos fletores, originados pela interação com o solo e objetos de interesse da análise; e (c) tensões residuais de construção e montagem. Essas últimas, por serem desconhecidas *a priori* e de difícil determinação, acabam por mascarar as componentes de interesse, principalmente os carregamentos axiais. Nesse contexto, diferentes procedimentos para a medição do momento fletor atuante na seção transversal de um duto são propostos e avaliados nesta dissertação, todos utilizando por base a medição de tensões mecânicas através do método do furo cego, regida pela norma ASTM E837-13a. Para a avaliação desses procedimentos, um dispositivo que simula carregamentos de flexão em dutos foi desenvolvido e utilizado como padrão de tensões, e um interferômetro laser de sensibilidade radial foi utilizado como alternativa aos extensômetros convencionais na medição do campo de deformações ao redor do furo. A principal vantagem dessa alternativa foi a redução significativa do tempo dos ensaios viabilizando uma densa coleta de dados. Além do procedimento para a determinação do momento fletor, uma forma de avaliar em campo a incerteza dessa medição também é apresentada.

**Palavras-chave:** Dutos. Medição de tensões. Furo cego. Momento fletor. Interferometria laser. Integridade de dutos.



## ABSTRACT

When facing pipeline rights of way subjected to ground movements, knowledge of the stress fields present in pipelines is an important issue for integrity assessment as well as for the planning of preventive or corrective actions that need to be taken in scope of geotechnical engineering. The stress field on a pipeline cross-section can be described as a combination of loadings: (a) internal pressure, which is well known; (b) axial load and bending moment due to soil-pipe interaction, both of which are objects of interest with regard to the analysis; and (c) pipeline manufacturing residual stresses. The latter, being *a priori* unknown and difficult to determine, masks the components of interest, mainly the axial loads. Within this context, different procedures for measuring the bending moment acting on a pipeline cross-section are proposed and evaluated in this work. All of these procedures are based on stress measurements using the blind-hole drilling method standardized by ASTM E837-13a. In order to evaluate these procedures, a device that simulates bending loads in pipelines was developed and used as a stress standard, and a laser interferometer characterized by radial in-plane sensitivity was used as an alternative for conventional strain gauges to measure the strain field around the hole. The main advantage of this optical alternative is to be able to significantly reduce the measurement time and thus enabling a dense collection of data. In addition, a procedure that allows to determine the bending moment uncertainty *in situ* is also put forward in this work.

**Keywords:** Pipeline. Stress measurement. Hole-drilling. Bending moment. DSPI. Pipeline integrity.





## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Posição dos extensômetros ao redor do furo e sistema de coordenadas de referência das tensões. ....	29
Figura 2 – Tensões distribuídas uniformemente (a) e variando (b) ao longo da profundidade. ....	30
Figura 3 – (a) Dispersão da luz em uma superfície rugosa originando o (b) padrão <i>speckle</i> . ....	33
Figura 4 – (a) POLAR posicionado sobre um tubo de 219 mm de diâmetro e (b) mapa de diferenças de fase. ....	34
Figura 5 – Obras de contenção da encosta do rio Curriola, na faixa do gasoduto Bolívia-Brasil, e localização das seis seções de monitoramento de tensões. ....	40
Figura 6 – (a) Flexão pura aplicada a um tubo gerando uma (b) distribuição linear de tensões. ....	41
Figura 7 – Deslocamento da linha neutra e conservação da inclinação do plano de tensões de flexão quando combinados a um carregamento axial. ....	43
Figura 8 – Distribuição da tensão longitudinal ao longo de seção transversal de um tubo submetido à flexão e à carga axial. ....	45
Figura 9 – (a) Dispositivo-padrão de tensões de flexão e detalhes dos módulos de (b) fixação e (c) carregamento. ....	51
Figura 10 – Modelo de viga biapoiada com carga central pontual e elementos para o cálculo do momento fletor numa dada seção $S_x$ . ....	55
Figura 11 – Diagramas de momento fletor e de tensão de flexão calculados através da leitura dos extensômetros e da célula de carga. ....	56
Figura 12 – Pontos de medição de tensões sem flexão localizados nas seções S3 e S6. ....	60
Figura 13 – Posição dos pontos de medição de tensões sob flexão para cada seção de trabalho. ....	61
Figura 14 – Mapas de diferenças de fase para o vigésimo passo dos oito ensaios de medição de tensões sem flexão. ....	65
Figura 15 – Mapa de diferenças de fase onde os tons de cinza indicam os deslocamentos radiais da superfície ao redor do furo. ....	66
Figura 16 – Tensões residuais longitudinais médias dos oito pontos avaliados e seus desvios-padrão. ....	67
Figura 17 – Tensões residuais circunferenciais médias dos oito pontos avaliados e seus desvios-padrão. ....	67
Figura 18 – Tensões residuais médias dos oito pontos avaliados. ....	68
Figura 19 – Correlação entre tensões residuais médias longitudinais e circunferenciais para os 10 primeiros passos. ....	69
Figura 20 – Correlação entre tensões residuais médias longitudinais e circunferenciais para os 20 passos. ....	69
Figura 21 – Mapas de diferenças de fase de medições de tensões (a) sem flexão e sob flexão no (b) intradorso e no (c) extradorso. ....	71

Figura 22 – Mapas de diferenças de fase para o vigésimo passo dos 64 ensaios de medição de tensões sob flexão. ....	72
Figura 23 – Avaliação qualitativa da orientação da linha neutra das oito seções – Estratégia Uniforme - Passo 10. ....	73
Figura 24 – Avaliação qualitativa da orientação da linha neutra das oito seções – Estratégia Uniforme - Passo 20. ....	74
Figura 25 – Avaliação qualitativa da orientação da linha neutra das oito seções – Estratégia Uniforme - Passos 10 e 20. ....	74
Figura 26 – Avaliação qualitativa da orientação da linha neutra das oito seções – Estratégia Não uniforme - Média 10 passos. ....	75
Figura 27 – Avaliação qualitativa da orientação da linha neutra das oito seções – Estratégia Não uniforme - Média 20 passos. ....	75
Figura 28 - Avaliação qualitativa da orientação da linha neutra das oito seções – Estratégia Não uniforme - Passo 11 de 20. ....	76
Figura 29 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão, com sua incerteza expandida. Estratégia Uniforme – Passo 10. ....	77
Figura 30 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão, com sua incerteza expandida. Estratégia Não Uniforme – Média 10 passos. ....	78
Figura 31 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão. Estratégia Não Uniforme – Passo a Passo – 0,05 a 0,25 mm. ....	79
Figura 32 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão. Estratégia Não Uniforme – Passo a Passo – 0,30 a 0,50 mm. ....	79
Figura 33 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão. Estratégia Não Uniforme – Passo a Passo – 0,55 a 0,75 mm. ....	80
Figura 34 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão. Estratégia Não Uniforme – Passo a Passo – 0,80 a 1,00 mm. ....	80
Figura 35 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão, com sua incerteza expandida. Estratégia Não Uniforme – Passo 11 de 20. ....	81
Figura 36 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão, com sua incerteza expandida. Estratégia Uniforme – Passo 20. ....	82
Figura 37 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão, com sua incerteza expandida. Estratégia Uniforme – Passos 10 e 20. ....	82
Figura 38 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão, com sua incerteza expandida. Estratégia Não Uniforme – Média 20 passos. ....	83
Figura 39 – Distribuição de tensões nas oito seções avaliadas pela estratégia Não Uniforme – Média 20 Passos. ....	85
Figura 40 – Procedimento de medição de $S^{flex}$ e $\theta_{Smax}$ na seção transversal de um duto. ....	89

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Diâmetros mais empregados na malha dutoviária brasileira. ....	52
Tabela 2 – Características nominais dos tubos que compõem o dispositivo- padrão de flexão. ....	53
Tabela 3 – Propriedades mecânicas e informações sobre o processo de fabricação do tubo T01. ....	53
Tabela 4 – Espessuras e diâmetros medidos ao longo do tubo T01. ....	54
Tabela 5 – Valores medidos e suas incertezas para as grandezas de entrada do cálculo do momento fletor. ....	57
Tabela 6 – Correlações adotadas entre as grandezas de entrada para cálculo do momento fletor. ....	58
Tabela 7 – Valores de momento fletor e suas incertezas para as oito seções do padrão de flexão. ....	58
Tabela 8 – Valores medidos e suas incertezas para a tensão de flexão, momento fletor e orientação da linha neutra – Estratégia Uniforme – Passo 10. ....	86
Tabela 9 – Valores medidos e suas incertezas para a tensão de flexão, momento fletor e orientação da linha neutra – Estratégia Uniforme – Passo 20. ....	86
Tabela 10 – Valores medidos e suas incertezas para a tensão de flexão, momento fletor e orientação da linha neutra – Estratégia Uniforme – Passos 10 e 20. ....	87
Tabela 11 – Valores medidos e suas incertezas para a tensão de flexão, momento fletor e orientação da linha neutra – Estratégia Não uniforme – Média 10 passos. ....	87
Tabela 12 – Valores medidos e suas incertezas para a tensão de flexão, momento fletor e orientação da linha neutra – Estratégia Não uniforme – Média 20 passos. ....	88
Tabela 13 – Valores medidos e suas incertezas para a tensão de flexão, momento fletor e orientação da linha neutra – Estratégia Não uniforme – Passo 11 de 20. ....	88



## **LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS**

*API – American Petroleum Institute*

*ASME – American Society of Mechanical Engineers*

*ASTM – American Society for Testing and Materials*

*DSPI – Digital Speckle Pattern Interferometry*

*INMETRO – Instituto Nacional de Metrologia, Qualidade e Tecnologia*

*LABMETRO – Laboratório de Metrologia e Automatização*

*NPS – Nominal Pipe Size*

*PIG – Pipeline Inspection Gauge*

*POLAR – Portable Optical LAser-based device for Residual stress measurement*

*PSL – Product Specification Level*

*TRANSPETRO – Petrobras Transporte S.A.*



## LISTA DE SÍMBOLOS

$A$	Área da seção transversal
$\bar{\mathbf{a}} \quad \bar{\mathbf{b}}$	Matrizes de coeficientes da norma ASTM E837-13a
$\mathbf{c}$	Matriz tridiagonal
$cov(i, j)$	Covariância entre as variáveis $i$ e $j$
$D$	Diâmetro nominal da roseta extensométrica
$D_0$	Diâmetro do furo
$\mathbf{e}$	Vetor de resíduos
$E$	Módulo de elasticidade
$F$	Carregamento axial
$I$	Momento de inércia da área de uma seção
$IC(i)$	Intervalo de confiança da variável $i$
$k$	Fator de abrangência
$L$	Distância entre pivôs das braçadeiras do padrão de flexão
$L_P$	Distância entre ponto de aplicação da carga e o pivô mais afastado da seção de medição
$L_x$	Distância entre a seção de medição e o pivô da braçadeira mais próxima
$M_i$	Momento fletor ao redor do eixo $i$
$\mathbf{p} \quad \mathbf{q} \quad \mathbf{t}$	Vetores de combinação de deformações
$P$	Carga aplicada ao padrão de flexão
$\mathbf{P} \quad \mathbf{Q} \quad \mathbf{T}$	Vetores de combinação de tensões
$p_k \quad q_k \quad t_k$	Combinação de deformações para o $k$ -ésimo passo
$P_k \quad Q_k \quad T_k$	Combinação de tensões para o $k$ -ésimo passo
$R$	Raio externo do tubo
$r_0$	Raio do furo
$S_L$	Tensão longitudinal
$S_L^{med}$	Tensão longitudinal média de uma seção transversal
$S^f$	Tensão oriunda do carregamento de momento fletor
$S^{flex}$	Máximo valor de tensão oriundo do carregamento de momento fletor em uma seção
$t$	Espessura da parede do tubo
$t(i, j)$	Coefficiente de <i>Student</i> para um nível de confiança $i$ e um número de graus de liberdade $j$

$u_r$	Deslocamento na direção radial
$u(i)$	Incerteza-padrão da variável $i$
$U(i)$	Incerteza expandida da variável $i$
$VM$	Valor medido de uma grandeza
$\alpha$	Nível de confiança
$\alpha_p \alpha_q \alpha_t$	Fatores da regularização de <i>Tikhonov</i>
$\beta$	Ângulo de orientação da tensão principal máxima
$\boldsymbol{\beta}$	Vetor de coeficientes da distribuição de tensões
$\beta_i$	$i$ -ésimo coeficiente da distribuição de tensões
$\Delta R_{LN}$	Distância entre a linha neutra e o centro da seção transversal
$\varepsilon_i$	Deformação na direção $i$
$\theta_{Smax}$	Ângulo de orientação da tensão longitudinal máxima em uma seção
$\theta_{LN}$	Ângulo de orientação da linha neutra
$\nu$	Coefficiente de <i>Poisson</i>
$\nu_{ef}$	Número de graus de liberdade efetivo
$\sigma_i$	Tensão normal na direção $i$
$\sigma_{max}$	Tensão principal máxima
$\sigma_{min}$	Tensão principal mínima
$\hat{\sigma}^2$	Estimativa da variância
$\tau_{ij}$	Tensão de cisalhamento no plano $ij$
$\epsilon$	Vetor de erros aleatórios



## SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	<b>23</b>
1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO .....	23
1.2 OBJETIVOS .....	26
1.2.1 Objetivo Geral .....	26
1.2.2 Objetivos Específicos.....	26
<b>2 MÉTODO DO FURO CEGO.....</b>	<b>29</b>
2.1 PROCEDIMENTOS DE CÁLCULO DAS TENSÕES SEGUNDO ASTM E837-13A (2013).....	31
2.1.1 Tensões uniformes .....	31
2.1.2 Tensões não uniformes .....	32
2.2 MEDIÇÃO DA DEFORMAÇÃO POR INTERFEROMETRIA LASER .....	33
2.2.1 Interferometria <i>laser</i> .....	33
2.2.2 Inserção das medições de deslocamento no modelo da ASTM E837-13a (2013).....	35
<b>3 MEDIÇÃO DE TENSÕES EM DUTOS .....</b>	<b>39</b>
3.1 DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES AO LONGO DA SEÇÃO TRANSVERSAL .....	41
3.2 INTERVALOS DE CONFIANÇA .....	46
3.3 AVALIAÇÃO DE PONTOS ESPÚRIOS .....	49
<b>4 MATERIAIS E MÉTODOS.....</b>	<b>51</b>
4.1 DISPOSITIVO-PADRÃO DE FLEXÃO EM DUTOS .....	51
4.1.1 Características gerais .....	51
4.1.2 Tubos .....	52
4.1.3 Instrumentação.....	54
4.1.4 Avaliação do dispositivo-padrão de flexão .....	55
4.2 ENSAIOS .....	59
4.2.1 Medições sem flexão .....	59
4.2.2 Medições sob flexão.....	60
4.3 ESTRATÉGIAS DE ADOÇÃO DE VALORES CARACTERÍSTICOS PARA A TENSÃO LONGITUDINAL .	61
4.3.1 Uniforme – Passo 10 .....	62
4.3.2 Uniforme – Passo 20 .....	62
4.3.3 Uniforme – Passos 10 e 20.....	62
4.3.4 Não Uniforme – Passo a passo.....	62
4.3.5 Não Uniforme – Média 10 passos .....	62
4.3.6 Não Uniforme – Média 20 passos .....	62
4.3.7 Não Uniforme – Passo 11 de 20 .....	62
<b>5 RESULTADOS.....</b>	<b>65</b>

5.1 MEDIÇÕES SEM FLEXÃO .....	65
5.2 MEDIÇÕES SOB FLEXÃO .....	70
5.2.1 Avaliação dos mapas de diferenças de fase.....	71
5.2.2 Orientação da linha neutra .....	73
5.2.3 Tensões de flexão e momento fletor .....	77
5.2.4 Análise de incertezas .....	86
5.3 PROCEDIMENTO PARA MEDIÇÃO DE $s^{flex}$ E $\theta_{smax}$ EM DUTOS .....	88
<b>6 CONCLUSÕES.....</b>	<b>91</b>
6.1 QUANTO AO DISPOSITIVO-PADRÃO DE FLEXÃO .....	91
6.2 QUANTO ÀS TENSÕES RESIDUAIS DE FABRICAÇÃO ....	92
6.3 QUANTO À MEDIÇÃO DA TENSÃO DE FLEXÃO .....	92
6.4 QUANTO À MEDIÇÃO DA ORIENTAÇÃO DA TENSÃO MÁXIMA .....	92
6.5 QUANTO AO NÚMERO DE PONTOS DE MEDIÇÃO NECESSÁRIOS EM UMA SEÇÃO .....	93
6.6 QUANTO AO PROCEDIMENTO DE MEDIÇÃO SUGERIDO .....	93
6.7 SUGESTÕES DE TRABALHO FUTUROS .....	93
<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>95</b>
<b>APÊNDICE A – FUNÇÕES DE MEDIÇÃO E SUAS DERIVADAS PARCIAIS .....</b>	<b>99</b>
<b>APÊNDICE B – DISPOSITIVO-PADRÃO DE TENSÕES DE FLEXÃO E DETALHES DOS MÓDULOS DE CARREGAMENTO E FIXAÇÃO.....</b>	<b>101</b>
<b>APÊNDICE C – POSIÇÃO DAS SEÇÕES DE MEDIÇÃO NO CORPO DE PROVA T-01 .....</b>	<b>103</b>
<b>ANEXO A – MATRIZES DE COEFICIENTES DA NORMA ASTM E837-13A .....</b>	<b>105</b>
<b>ANEXO B – CERTIFICADO DE CALIBRAÇÃO DA CÉLULA DE CARGA .....</b>	<b>107</b>

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO

Em áreas de relevo acidentado, a movimentação do solo é uma das mais importantes causas de defeitos em dutos, seja por ruptura, por moissas ou por flambagem, mais comumente a flambagem localizada também conhecida por enrugamento. Mesmo em áreas de pequena declividade, a presença de solos moles, terrenos em rastejo<sup>1</sup> ou movimento do solo causado por aterros, escavações e outras intervenções na faixa de dutos, ou próxima a ela, podem ocasionar a deformação do duto (BAUM; GALLOWAY; HARP, 2008). Quando a ameaça de uma dessas situações é detectada, uma ação frequentemente demandada é a análise de tensões no duto ao longo do trecho afetado através de abordagens teóricas ou experimentais. Por outro lado, o domínio da distribuição de tensões ao longo do duto não é suficiente para construir-se uma imagem completa desse cenário. Em complemento à análise de tensões, informações sobre a movimentação do solo, causadora das tensões, são de extrema importância para a definição das ações corretivas que evitarão a falha do duto, uma vez que essas ações, quase que invariavelmente, estão relacionadas ao campo da geotecnia (PACHECO *et al.*, 2013).

Atualmente, análises teóricas de tensões em dutos são comumente realizadas com auxílio de softwares, destacando-se as análises numéricas através de métodos de elementos finitos (PENG; PENG, 2009). Em análises preliminares, elementos de viga são utilizados para modelar o duto e elementos de mola para o solo (BORTOLAN NETO; MACHADO; HECKE, 2009). Em análise mais detalhadas e especializadas, a parede do duto pode ser modelada usando-se elementos de casca e o comportamento do solo tratado por elementos sólidos tridimensionais (LEE, 2010). Entretanto, para que resultados satisfatórios sejam atingidos nessas análises, dificuldades relacionadas à modelagem do solo são enfrentadas. Isso se deve a grande heterogeneidade e anisotropia das propriedades do solo, que também são fortemente dependentes do seu teor de água, e pelos custos de testes de laboratórios necessários para a obtenção de propriedades confiáveis.

---

<sup>1</sup> Rastejo, ou *creep*, é um movimento lento de camadas superficiais de solo, encosta abaixo, com velocidades muito pequenas, de alguns milímetros por ano, que se acelera por ocasião das chuvas e se desacelera em épocas de seca (MASSAD, 2010).

Outra prática que permite a análise de tensões em dutos, independentemente de dificuldades associadas à mecânica dos solos, é o uso de dados do posicionamento do duto obtidos por inspeções através de um *pipeline inspection gauge* (PIG) provido de sensores inerciais (PURVIS; HÜWENER, 2009). Com esses dados, tensões podem ser estimadas usando uma ferramenta de simulação numérica. Nessa abordagem, as diferenças entre as posições e os ângulos obtidos pela leitura de diferentes corridas de PIG, essas correspondendo ao traçado do duto em diferentes estados de deformação, alimentam o modelo numérico como deslocamentos prescritos. A redução de erros através da aplicação de filtros no cálculo dessas tensões, erros esses oriundos dos ruídos dos dados do PIG, tem sido motivada e desenvolvida por metodologias relativamente especializadas (WILDE *et al.*, 2011) (ORYNYAK; LOKHMAN, 2011). A fim de aplicar equacionamentos básicos nessa tarefa, como os apresentados por Freire *et al.* (2009), uma descrição matemática mais apurada da geometria deformada do duto é necessária. Por vezes, entretanto, é difícil obter-se uma boa descrição da geometria de referência, que é frequentemente curvilínea, em áreas onde a movimentação do solo se dá de forma irregular.

A abordagem experimental para identificar tensões em dutos é baseada em dois diferentes tipos de medição: (a) uma medição de um estado momentâneo de tensões, realizada por técnicas como a do furo cego ou a difratometria de raios-X; e (b) um monitoramento de longa duração, tradicionalmente feito através de extensômetros de corda vibrante ou, mais recentemente, por sensores de fibra-óptica e redes de Bragg. Os extensômetros podem ser utilizados para estimar a evolução das tensões tendo como referência o momento de sua instalação. Se um valor absoluto de tensões for desejado, uma medição de tensões combinadas deve ser realizada e tomada como referência.

Ainda em tempo, cabe destacar que, dentro do contexto deste trabalho, considera-se tensão combinada o estado de tensões proveniente da combinação de tensões de diferentes origens, sendo: (a) a pressão interna do duto; (b) variações de temperaturas entre a montagem do duto e sua operação; (c) esforços decorrentes da construção e montagem do duto, como consequência da sua acomodação no terreno; (d) esforços de interação duto-solo, gerados pela movimentação do terreno; (e) tensões residuais oriundas da fabricação dos tubos e do processo de construção e montagem do duto. Sobre essa última parcela, a das tensões residuais, surgem questões sobre a conveniência de sua identificação e subtração das demais. Recentes estudos apontam que as tensões residuais induzidas em processos de fabricação como, por exemplo, o UOE

podem reduzir a capacidade do duto de resistir a colapsos e a flambagens localizadas. Entretanto, outros estudos ainda se fazem claramente necessários para indicar a influência das tensões residuais sobre os estados limites tratados pelas normas de projetos de dutos (WANG; SARASWAT; MIRZAEI-SISAN, 2013).

Numa outra forma de retratar o cenário no qual um determinado trecho do duto encontra-se, pode-se dizer que as tensões ali atuantes são geradas pela combinação: (a) da pressão interna, de fácil determinação; (b) de cargas axiais e de momentos fletores, objetos de interesse das análises de integridade; e (c) das tensões residuais. Essas últimas, por serem desconhecidas e de difícil determinação, acabam por mascarar as componentes de interesse, principalmente quando os carregamentos axiais atuantes no duto são avaliados.

Vale aqui destacar que, uma vez retratado o cenário em que o duto encontra-se, a informação mais importante de uma avaliação não é necessariamente a determinação do quanto as tensões na parede do duto estão próximas do seu limite admissível. É preciso buscar um panorama mais abrangente: saber se o duto foi movimentado por ação do solo; identificar de que forma se deu essa ação, observando se o duto está comprimido ou tracionado e flexionado; se há a perspectiva de continuação do movimento; se a parede já encontra-se danificada pela movimentação e apresenta redução de espessura, trincas, amassamentos ou enrugamentos. Só então, diante dessas informações, é possível fazer um diagnóstico adequado e recomendar, ou não, alguma intervenção.

Com isso, assim como na análise teórica de tensões aplicada a dutos é necessário o conhecimento das cargas exercidas pelo solo, a análise experimental de tensões beneficia, e é beneficiada, por dados da instrumentação geotécnica presente no trecho da faixa de dutos sob interesse. Nos trechos onde o duto é monitorado por extensômetros, o confronto das indicações desses com as leituras de diversos instrumentos geotécnicos como piezômetros, inclinômetros e pluviômetros, e até eventuais medições topográficas, torna-se uma prática interessante, uma vez que uma importante deformação do duto não existirá sem estar associada ao movimento do solo.

Nesse contexto, um procedimento para a medição do momento fletor atuante na seção transversal de um duto, utilizando medições de tensões mecânicas se faz útil e é abordado neste trabalho, onde ainda é despendida especial atenção à presença das tensões residuais.

Como já citado nesta dissertação, dentre as formas de medição de tensões mais empregadas em campo destacam-se a difratometria de raios-X e o método do furo cego. A primeira tem como principal

vantagem não ser invasiva, e como desvantagem marcante, a ínfima profundidade da região medida de aproximadamente 25  $\mu\text{m}$  (SCHAJER; RUUD, 2013, p. 14). Já o método do furo cego tem como desvantagem ser um processo semidestrutivo, uma vez que um pequeno furo cego é realizado na superfície do material sem, entretanto, comprometer a integridade do trecho do duto avaliado. Isso é possível dada à elevada tenacidade dos aços de alta resistência e baixa liga empregados em sua construção. A vantagem do método do furo cego está em obter informações das tensões ao longo da profundidade do furo, possibilitando assim conhecer o gradiente de tensões ao longo do primeiro milímetro superficial da parede do duto e viabilizando uma melhor análise das tensões residuais (VIOTTI; ALBERTAZZI JR.; KANDA, 2010).

Nesta dissertação, adotou-se o método do furo cego para as medições de tensão, o qual é normatizado pela norma ASTM E837-13a (2013). Nessa técnica, as tensões atuantes num ponto são avaliadas através da introdução de um furo na superfície do material e da medição do campo de deslocamentos gerado ao seu redor pela acomodação das tensões antes presentes. A medição desse campo de deslocamentos é comumente feita através de uma roseta extensométrica instalada no local. Entretanto, neste trabalho um interferômetro baseado em interferometria de *speckle*, com sensibilidade radial no plano, será utilizado como alternativa ao uso de extensômetros de resistência elétrica na medição do campo de deslocamentos ao redor do furo. A principal vantagem dessa técnica alternativa é a redução significativa do tempo dos ensaios e consequente o ganho de produtividade na coleta de informações.

## 1.2 OBJETIVOS

### 1.2.1 Objetivo Geral

Este trabalho tem como objetivo geral o desenvolvimento e validação de um procedimento para a medição do momento fletor atuante na seção transversal de dutos a partir de medições de tensões mecânicas, utilizando o método do furo cego.

### 1.2.2 Objetivos Específicos

Para atingir o objetivo geral proposto foram estabelecidos os seguintes objetivos específicos:

- a) determinar a quantidade necessária de pontos a serem avaliados ao longo de uma seção transversal do duto visando

caracterizar adequadamente o momento fletor atuante na mesma;

- b) avaliar o modelo mais adequado para quantificar o estado de tensões em cada ponto interrogado. Os modelos avaliados encontram-se desenvolvidos na norma ASTM E837-13a (2013);
- c) avaliar a influência das tensões residuais de fabricação sobre a medição do momento fletor;
- d) desenvolver um procedimento de avaliação de tensões em seções de dutos;
- e) avaliar a incerteza associada às medições do momento fletor atuante obtidas através do procedimento desenvolvido;
- f) desenvolver uma bancada para simulação de carregamento de flexão em dutos;
- g) avaliar experimentalmente a metodologia desenvolvida.
- h) documentar o conhecimento gerado no desenvolvimento deste trabalho.



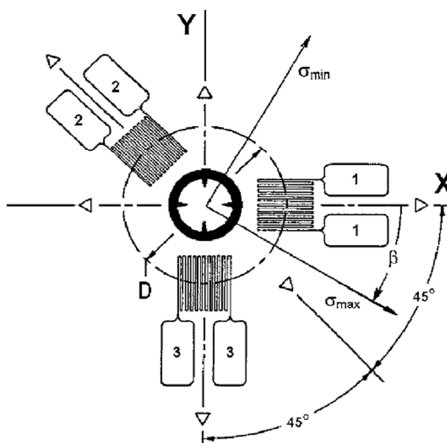


## 2 MÉTODO DO FURO CEGO

O método do furo cego é uma técnica de medição do estado de tensões residuais a partir da execução de um pequeno furo cego na superfície de um componente. Com a remoção do material, as tensões presentes na superfície interna do furo não encontram mais suas reações, fazendo com que essa superfície se deforme e, com ela, a porção de material ao redor do furo se movimente. Essas deformações, por sua vez, são função das características geométricas do furo, das propriedades elásticas do material e das tensões anteriormente presentes naquela região. Dessa forma, é possível medir o estado de tensões em uma região de um componente medindo-se as deformações na superfície ao redor do furo geradas pela sua inserção, uma vez conhecidas as demais características.

Essa técnica é normatizada pela ASTM E837-13a (2013), a qual prevê o uso de rosetas extensométricas para medir a deformação ao longo de três direções, indicadas pelos extensômetros 1, 2 e 3 na Figura 1.

Figura 1 – Posição dos extensômetros ao redor do furo e sistema de coordenadas de referência das tensões.

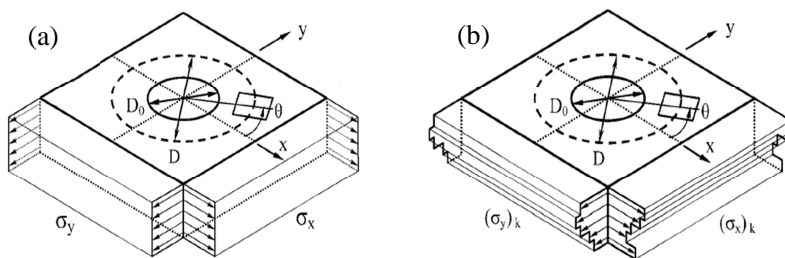


Fonte: ASTM E837-13a (2013).

Para a execução do furo é utilizada uma furadeira de alta rotação, a fim de evitar a indução de tensões pelo processo de usinagem, e uma broca cujo diâmetro pode variar entre aproximadamente 0,6 mm e 5,6 mm, a depender do tipo de roseta extensométrica empregada.

Após sua revisão de 2008, a norma ASTM E837 passou a prever duas abordagens quanto à distribuição das tensões a serem medidas: (a) uniforme, constantes na profundidade, ou (b) não uniforme, variando significativamente com a profundidade. Para a primeira o ensaio pode ser executado em um passo único de furação, ou ainda em número pequeno de passos, oito ou menos, obtendo-se uma leitura de deformação ao final de cada passo de furação e, a partir delas, valores de  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  e  $\tau_{xy}$  constantes para a profundidade (Figura 2-a). Para o segundo caso, tensões não uniformes, o ensaio pode ser procedido em um número maior de passos de furação, até vinte, obtendo-se valores de  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  e  $\tau_{xy}$  para cada passo (Figura 2-b).

Figura 2 – Tensões distribuídas uniformemente (a) e variando (b) ao longo da profundidade.



Fonte: ASTM E837-13a (2013).

Quanto ao impacto causado ao corpo de prova, a norma ASTM E837-13a (2013) considera o método do furo cego um ensaio semidestrutivo, pois o dano que é gerado na superfície do corpo normalmente não altera a utilidade do componente. Mais especificamente, no contexto das medições de tensões em dutos, considerando-se os diâmetros e espessuras de parede comumente utilizados na construção desses, o furo cego, realizado com as dimensões<sup>2</sup> apresentadas neste trabalho, caracteriza-se como uma descontinuidade aceitável diante de critérios de perda de massa encontrados em normas como a ASME B31G (2012).

<sup>2</sup> Profundidade: 1 mm; diâmetro: 1,7 mm.

## 2.1 PROCEDIMENTOS DE CÁLCULO DAS TENSÕES SEGUNDO ASTM E837-13A (2013)

### 2.1.1 Tensões uniformes

No procedimento que trata como uniforme a distribuição de tensões ao longo da profundidade, um conjunto de leituras de deformações  $\varepsilon_1$ ,  $\varepsilon_2$  e  $\varepsilon_3$  é tomado para cada passo de furação  $k$  realizado. A partir desse conjunto, as deformações combinadas  $p$ ,  $q$  e  $t$  são calculadas pelas equações:

$$p_k = \frac{(\varepsilon_3 + \varepsilon_1)_k}{2} \quad q_k = \frac{(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)_k}{2} \quad t_k = \frac{(\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)_k}{2} \quad (1)$$

Duas constantes de calibração  $\bar{a}$  e  $\bar{b}$ , tabeladas pela norma ASTM E837-13A (2013), são selecionadas para cada passo em função de sua profundidade, do diâmetro do furo e de parâmetros dimensionais da roseta extensométrica. A partir dessas constantes, do módulo de elasticidade  $E$  do material e do coeficiente de Poisson  $\nu$  são determinadas três combinações de tensões  $P$ ,  $Q$  e  $T$  dadas por:

$$P = -\frac{E}{1+\nu} \frac{\sum(\bar{a}_k \cdot p_k)}{\sum(\bar{a}_k^2)} \quad Q = -E \frac{\sum(\bar{b}_k \cdot q_k)}{\sum(\bar{b}_k^2)} \quad T = -E \frac{\sum(\bar{b}_k \cdot t_k)}{\sum(\bar{b}_k^2)} \quad (2)$$

onde  $P$  é a tensão isotrópica,  $Q$  é tensão de cisalhamento orientada a  $45^\circ$  no sistema de coordenadas e  $T$  a tensão de cisalhamento  $\tau_{xy}$ .

Relacionando as três combinações  $P$ ,  $Q$  e  $T$  têm-se as tensões  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  e  $\tau_{xy}$  através de:

$$\sigma_x = P - Q \quad \sigma_y = P + Q \quad \tau_{xy} = T \quad (3)$$

Por fim, as tensões principais,  $\sigma_{max}$  e  $\sigma_{min}$ , e a orientação de  $\sigma_{max}$ ,  $\beta$ , são obtidas por:

$$\sigma_{max} \sigma_{min} = P \pm \sqrt{Q^2 + T^2} \quad (4)$$

$$\beta = \frac{1}{2} \text{tg}^{-1} \left( \frac{-T}{-Q} \right) \quad (5)$$

### 2.1.2 Tensões não uniformes

Assim como no anterior, neste procedimento são calculados os valores de  $p$ ,  $q$  e  $t$  para cada passo  $k$ , num total de  $n$  passos, através das Equações 1. A partir desses valores são escritos, os vetores  $\mathbf{p}$ ,  $\mathbf{q}$  e  $\mathbf{t}$  onde

$$\mathbf{p} = \begin{bmatrix} p_1 \\ p_2 \\ \vdots \\ p_n \end{bmatrix} \quad \mathbf{q} = \begin{bmatrix} q_1 \\ q_2 \\ \vdots \\ q_n \end{bmatrix} \quad \mathbf{t} = \begin{bmatrix} t_1 \\ t_2 \\ \vdots \\ t_n \end{bmatrix} \quad (6)$$

Esses vetores relacionam-se com os vetores de combinações de tensões  $\mathbf{P}$ ,  $\mathbf{Q}$  e  $\mathbf{T}$  através de

$$\bar{\mathbf{a}} \mathbf{P} = \frac{E}{1+\nu} \mathbf{p} \quad \bar{\mathbf{b}} \mathbf{Q} = E \mathbf{q} \quad \bar{\mathbf{b}} \mathbf{T} = E \mathbf{t} \quad (7)$$

onde as matrizes de coeficientes  $\bar{\mathbf{a}}$  e  $\bar{\mathbf{b}}$  são indicadas pela norma ASTM E837-13a (2013) e apresentadas no ANEXO A deste trabalho.

Entretanto, na medida em que é aumentado o número de passos as matrizes  $\bar{\mathbf{a}}$  e  $\bar{\mathbf{b}}$  tornam-se numericamente mal condicionadas e, nessa condição, pequenos erros na medição das deformações causam proporcionalmente grandes erros nos cálculos das tensões. Para reduzir esse feito, a norma ASTM E837 recomenda a implementação da regularização de *Tikhonov*. Por esse método as combinações de tensões  $\mathbf{P}$ ,  $\mathbf{Q}$  e  $\mathbf{T}$  são obtidas através da resolução das equações matriciais:

$$\left( \bar{\mathbf{a}}^T \bar{\mathbf{a}} + \alpha_p \mathbf{c}^T \mathbf{c} \right) \mathbf{P} = \frac{E}{1+\nu} \bar{\mathbf{a}}^T \mathbf{p} \quad (8)$$

$$\left( \bar{\mathbf{b}}^T \bar{\mathbf{b}} + \alpha_Q \mathbf{c}^T \mathbf{c} \right) \mathbf{Q} = E \bar{\mathbf{b}}^T \mathbf{q} \quad (9)$$

$$\left( \bar{\mathbf{b}}^T \bar{\mathbf{b}} + \alpha_T \mathbf{c}^T \mathbf{c} \right) \mathbf{T} = E \bar{\mathbf{b}}^T \mathbf{t} \quad (10)$$

sendo  $\mathbf{c}$  a matriz tridiagonal

$$\mathbf{c} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & & & \\ -1 & 2 & -1 & & \\ & -1 & 2 & -1 & \\ & & -1 & 2 & -1 \\ & & & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (11)$$

onde o número de linhas é igual ao número de passos adotados, a primeira e a última linha são compostas por zeros e as demais linhas contêm o vetor  $[-1 \ 2 \ -1]$  centrado ao longo da diagonal.

Os fatores  $\alpha_P$ ,  $\alpha_Q$  e  $\alpha_T$ , por sua vez, controlam a intensidade da regularização (SCHAJER, 2007). Neste trabalho, esses fatores foram adotados como sendo iguais a  $10^{-5}$ .

Uma vez obtidos os vetores **P**, **Q** e **T**, os valores das tensões  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  e  $\tau_{xy}$ , das tensões principais  $\sigma_{max}$  e  $\sigma_{min}$  e da orientação  $\beta$  são calculados pelas Equações de 3 a 5, para cada profundidade  $k$  avaliada.

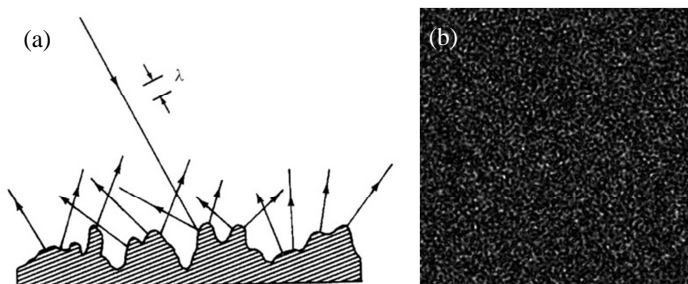
## 2.2 MEDIÇÃO DA DEFORMAÇÃO POR INTERFEROMETRIA LASER

Neste trabalho, como forma alternativa aos extensômetros de resistência elétrica, utilizou-se o método da interferometria laser para a medição da deformação na superfície ao redor do furo. A principal vantagem desse método é a redução do tempo de medição, possibilitando um ganho de produtividade e permitindo a realização de um maior número de ensaios dentro do escopo deste trabalho.

### 2.2.1 Interferometria *laser*

Uma superfície rugosa iluminada por uma fonte de luz coerente, como um *laser*, gera para um observador uma imagem com um padrão de distribuição aleatória de intensidades, chamado *speckle* (GÅSVIK, 2002). Não há uma tradução consagrada desse termo para a língua portuguesa, sendo talvez a expressão “granulado óptico” a que melhor o traduza.

Figura 3 – (a) Dispersão da luz em uma superfície rugosa originando o (b) padrão *speckle*.



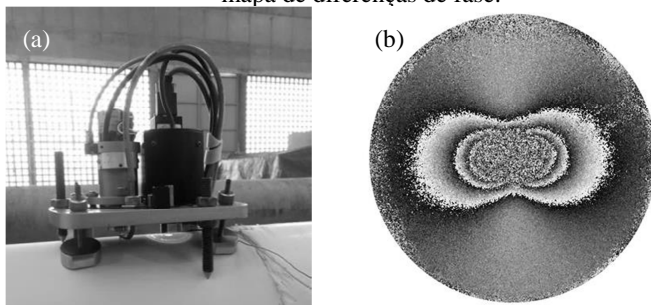
Fonte: (a) (GÅSVIK, 2002); (b) (VIOTTI; ALBERTAZZI JR., 2014).

Esse padrão de intensidades é também função da posição relativa entre a fonte, a superfície dispersora e o observador. Quando a posição relativa entre um desses elementos é alterada, altera-se também o padrão de intensidades luminosas na imagem observada. Assim, o deslocamento de um ponto na superfície gera a variação de sua intensidade percebida pelo observador, sendo a sensibilidade dessa variação controlada através do arranjo da iluminação sobre a superfície. Esse fenômeno se dá devido à interferência entre os diversos raios de luz dispersos pela reflexão difusa da superfície rugosa.

Como não somente o fenômeno da interferência governa a intensidade observada, uma referência para a posição dos pontos da superfície é obtida através do cálculo da defasagem entre dois diferentes feixes de luz, oriundos da mesma fonte, que se interferem num dado ponto. Quando realizado para cada ponto de uma imagem, esse cálculo gera um mapa de fases, que representa o estado da superfície num dado instante. Para um entendimento mais aprofundado sobre o tema sugere-se a leitura de Gåsvik (2002).

Com base nesse princípio foi desenvolvido no Laboratório de Metrologia e Automatização (LABMETRO) da UFSC um dispositivo óptico portátil para a medição de tensões residuais (POLAR), apresentado na Figura 4-a. Um equipamento que integra uma furadeira pneumática, empregada no método do furo cego, a um interferômetro de iluminação dupla e sensibilidade radial no plano (VIOTTI; ALBERTAZZI JR., 2013).

Figura 4 – (a) POLAR posicionado sobre um tubo de 219 mm de diâmetro e (b) mapa de diferenças de fase.



Fonte: Autor.

Com esse equipamento, procede-se a medição adquirindo-se um mapa de fases de referência, antes do início da furação, e mapas de fases após cada passo da furação.

Da subtração entre dois mapas de fases, cada qual representando um estado da superfície, obtém-se um mapa de diferenças de fase (Figura 4-b). A partir desse mapa, os deslocamentos ao redor do furo são calculados e, conseqüentemente, as tensões ali presentes, conforme descrito na seção a seguir.

### 2.2.2 Inserção das medições de deslocamento no modelo da ASTM E837-13a (2013)

Com base na norma ASTM E837, a deformação radial ao redor do furo  $\varepsilon_r(r, \theta)$  pode ser expressa, para o caso de tensões uniformes ao longo da profundidade, como

$$\varepsilon_r = -\frac{1+\nu}{E} \bar{a} \left( \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \right) - \frac{1}{E} \bar{b} \left( \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \right) \cos(2\theta - 2\beta) \quad (12)$$

onde  $r$  e  $\theta$  são as coordenadas polares.

Para o caso uniforme, os coeficientes  $\bar{a}$  e  $\bar{b}$  são dependentes do razão entre o raio do furo  $r_0$  e a coordenada polar  $r$  assim como das propriedades dos materiais  $E$  e  $\nu$ .

Por outro lado, a equação de Kirsch (1898 *apud* MATHAR, 1934), relacionando deformação com as tensões principais para um furo passante, tem a seguinte forma

$$\begin{aligned} \varepsilon_r(r, \theta) = & -\frac{1+\nu}{E} \left( \frac{r_0}{r} \right)^2 \left( \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \right) - \\ & -\frac{1}{E} \left( 4 \left( \frac{r_0}{r} \right)^2 - (1+\nu) \left( \frac{r_0}{r} \right)^4 \right) \left( \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \right) \cos(2\theta - 2\beta) \end{aligned} \quad (13)$$

Uma relação numérica entre as Equações 12 e 13 pode ser encontrada usando os coeficientes tabelados pela norma ASTM E837-13a para um furo passante e para cinco valores da relação entre diâmetro do furo  $D_0$  e o diâmetro nominal da roseta extensométrica  $D$ .

Para o coeficiente  $\bar{a}$ , a relação pode ser expressa da seguinte forma  $\bar{a} = \left( \frac{r_0}{r} \right)^2$ .

Por outro lado, o coeficiente  $\bar{b}$  pode ser relacionado a  $r_0$  e  $r$  ajustando-se uma função polinomial para os cinco coeficientes disponíveis na norma.

Assim  $\bar{b} = K_2 \left( \frac{r_0}{r} \right)^2 + K_4 \left( \frac{r_0}{r} \right)^4$  sendo  $K_2 = 3,5317$  e  $K_4 = -3,7169$ .

Como consequência, a Equação 13 pode ser reescrita na forma

$$\begin{aligned} \varepsilon_r(r, \theta) = & -\frac{1+\nu}{E} \left( \frac{r_0}{r} \right)^2 \left( \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \right) - \\ & -\frac{1}{E} \left( K_2 \left( \frac{r_0}{r} \right)^2 - K_4 \left( \frac{r_0}{r} \right)^4 \right) \left( \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \right) \cos(2\theta - 2\beta) \end{aligned} \quad (14)$$

Essa nova equação, a qual leva em conta os coeficientes de  $\bar{a}$  e  $\bar{b}$  implícitos, tem uma forma similar à Equação 13 e ela pode ser integrada a fim de obter-se o campo de deslocamentos radiais, o qual é avaliado pelo equipamento de interferometria laser.

$$\begin{aligned} u_r(r, \theta) = & \frac{1+\nu}{E} \frac{r_0^2}{r} \left( \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \right) + \\ & + \frac{1}{E} \left( K_2 \frac{r_0^2}{r} + \frac{K_4}{3} \frac{r_0^4}{r^3} \right) \left( \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \right) \cos(2\theta - 2\beta) \end{aligned} \quad (15)$$

A Equação 15 pode ser reescrita em termos dos escalares  $P$ ,  $Q$  e  $T$  usando as Equações 16.

$$P = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad Q = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \cos(2\beta) \quad T = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \sin(2\beta) \quad (16)$$

Assim, a função para o deslocamento radial ao redor do furo torna-se:

$$\begin{aligned} u_r(r, \theta) = & \frac{1+\nu}{E} \frac{r_0^2}{r} P + \frac{1}{E} \left( K_2 \frac{r_0^2}{r} + \frac{K_4}{3} \frac{r_0^4}{r^3} \right) Q \cos(2\theta) + \\ & + \frac{1}{E} \left( K_2 \frac{r_0^2}{r} + \frac{K_4}{3} \frac{r_0^4}{r^3} \right) T \sin(2\theta) \end{aligned} \quad (17)$$

Após processar um conjunto de diferentes mapas de fase correspondendo a sucessivos passos da furação, um conjunto de  $P$ ,  $Q$  e  $T$  pode ser determinado com a Equação 17, para cada passo, através de um ajuste utilizando o método dos mínimos quadrados. Assim, um conjunto de  $n$  tensões estará disponível para ser computado pelo procedimento



das tensões uniformes através das Equações 2, conforme descrito na seção 2.1.1.

Para o cálculo das tensões não uniformes, obtém-se um conjunto das combinações de deformações  $p$ ,  $q$  e  $t$  para cada um dos  $n$  número de passos a partir de

$$p_k = -\frac{1+\nu}{E} \bar{a} P_k \quad q_k = -\frac{1+\nu}{E} \bar{b} Q_k \quad t_k = -\frac{1}{E} \bar{b} T_k \quad (18)$$

Nessas, substituindo os coeficientes  $\bar{a}$  e  $\bar{b}$ , têm-se

$$p_k = -\frac{1+\nu}{E} \left( \frac{2r_0}{D} \right)^2 P_k \quad (19)$$

$$q_k = -\frac{1}{E} \left( K_2 \left( \frac{2r_0}{D} \right)^2 + K_4 \left( \frac{2r_0}{D} \right)^4 \right) Q_k \quad (20)$$

$$t_k = -\frac{1}{E} \left( K_2 \left( \frac{2r_0}{D} \right)^2 + K_4 \left( \frac{2r_0}{D} \right)^4 \right) T_k \quad (21)$$

onde a posição radial  $r$  foi substituída pelo raio nominal da roseta extensométrica  $\frac{D}{2}$ .

Como resultado, vetores das combinações de deformação **p**, **q** e **t** para  $n$  passos são obtidos e a partir deles calculam-se os vetores das combinações de tensões **P**, **Q** e **T** para uma distribuição não uniforme através das Equações de 8 a 10, conforme descrito na seção 2.1.2.



### 3 MEDIÇÃO DE TENSÕES EM DUTOS

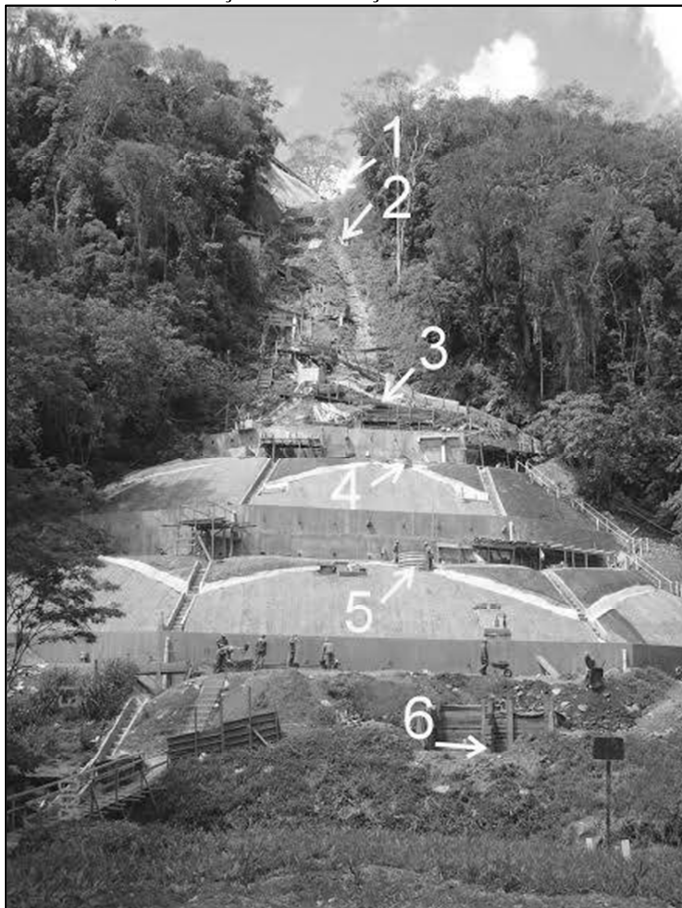
A medição e o monitoramento de tensões em dutos têm sido utilizados na última década, principalmente em áreas de elevado risco geotécnico. Em casos como o apresentado por Paula, Stanger *et al.* (2005), a medição de tensões pelo método do furo cego tem subsidiado a tomada da decisão do alívio das tensões presentes no duto, sobretudo por meio de escavações. Já o monitoramento da evolução dessas tensões, por meio de extensômetros, seja num curto ou longo período de tempo, tem permitido não somente uma sinalização do comportamento geotécnico do trecho como também a avaliação das tensões induzidas no duto por diferentes procedimentos de reaterro da vala, mesmo que, por muitas vezes, essas avaliações sejam apenas qualitativas.

Outra aplicação de destaque da medição de tensões em dutos é apresentada por Freitas, Gonçalves Junior e Viotti (2009). Nesse caso, após indicações de instabilidade em uma encosta na faixa do gasoduto Bolívia-Brasil, medições de tensões em diferentes seções do trecho foram utilizadas para levantar um perfil do carregamento imposto pelo solo ao duto. A partir desse perfil, foi possível melhor entender a dinâmica da movimentação da encosta e, conseqüentemente, melhor dimensionar as obras civis para a sua contenção (Figura 5). Avaliações da eficácia das soluções adotadas puderam ainda ser feitas a partir do monitoramento do estado de tensões do duto nos anos seguintes.

Nesse caso, destaca-se ainda a utilização de medições de tensões realizadas em laboratório, em uma amostra de tubo do gasoduto, com a finalidade de identificar o seu perfil de tensões residuais. Uma vez que as medições realizadas em campo englobam um conjunto de parcelas de tensões de diferentes origens, a identificação e posterior subtração dos valores de tensões residuais permitiram uma avaliação mais exata das cargas impostas pelo solo.

A distribuição de tensões nesse trecho do gasoduto, avaliada em diferentes seções transversais, indicou a predominância de tensões longitudinais trativas na porção superior da encosta, seções 1 e 2 da Figura 5, em contraposição às tensões compressivas nas seções 5 e 6, na porção mais baixa do trecho. Esse perfil medido condiz com o fenômeno de rastejo ali encontrado.

Figura 5 – Obras de contenção da encosta do rio Curriola, na faixa do gasoduto Bolívia-Brasil, e localização das seis seções de monitoramento de tensões.



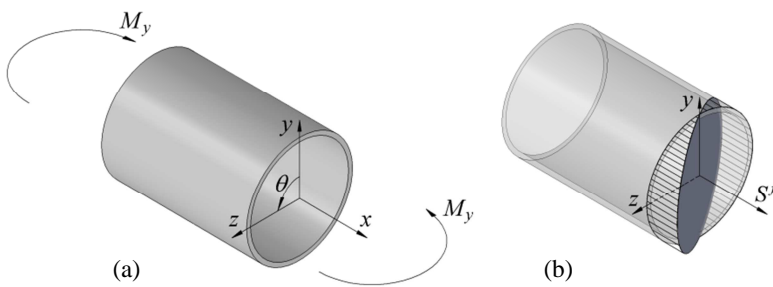
Fonte: Freitas, Gonçalves Junior e Viotti (2009).

Os modelos matemáticos para a determinação da distribuição de tensão ao longo das seções, utilizados nos casos citados, partindo-se de medições pelo método do furo cego, são apresentados por outros autores como Viotti e Albertazzi Jr. (2014). Entretanto, no presente trabalho, essas mesmas relações matemáticas foram expressas de uma forma ligeiramente diferente, a fim de facilitar a determinação de incertezas, conforme apresentado no item a seguir.

### 3.1 DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES AO LONGO DA SEÇÃO TRANSVERSAL

De acordo como os princípios da elasticidade clássica, uma viga isotrópica sujeita a um carregamento de flexão pura apresenta uma distribuição linear de tensões ao longo de sua seção transversal. Nesse modelo, o momento fletor é proporcional à carga aplicada e, para cada ponto da seção transversal da viga, é também proporcional a sua distância até a linha neutra.

Figura 6 – (a) Flexão pura aplicada a um tubo gerando uma (b) distribuição linear de tensões.



Fonte: Autor.

Assim, para o sistema apresentado na Figura 6 (a), a tensão devida à flexão para um ponto da seção transversal é dada por

$$S^f = \frac{M_y z}{I} \quad (22)$$

onde  $M_y$  é o momento fletor aplicado à viga ao redor do eixo  $y$ ,  $I$  é o momento de inércia da área da seção e  $z$  é a distância entre o ponto avaliado e a linha neutra, que no sistema de coordenadas da Figura 6 (b), está posicionada no eixo  $y$ .

Para a seção transversal de um tubo, o momento de inércia é dado por

$$I = \frac{\pi (R^4 - (R-t)^4)}{4} \quad (23)$$

onde  $R$  e  $t$  são respectivamente o raio externo e a espessura da parede.

Na Figura 6, a tensão de flexão  $S^f$  atua na direção longitudinal, coincidente com o eixo  $x$ . Observa-se, portanto, que a Equação 22

representa um plano inclinado contendo o eixo  $y$ . Caso o momento da flexão pura seja aplicado ao redor de outro eixo qualquer, a linha neutra corresponderá a esse próprio eixo, sempre contido no plano  $yz$ , e a distribuição da tensão de flexão poderá sempre ser representada por um plano inclinado, como o apresentado na Figura 6 (b).

Dessa forma, no modelo acima, o maior valor para  $S^f$  em uma seção ocorrerá no ponto mais distante do eixo de aplicação do momento, onde a distância até esse é igual a  $R$ . Nesta dissertação, por comodidade, o máximo valor de tensão oriunda do carregamento de momento fletor para uma seção transversal será tratado simplesmente por *tensão de flexão* e representado por  $S^{flex}$ , sendo

$$S^{flex} = \frac{M R}{I} \quad (24)$$

onde  $M$  é o valor do momento fletor atuando em um eixo qualquer do plano  $yz$ .

A flexão raramente será encontrada como única forma de carregamento em dutos enterrados. Mesmo na ausência de carregamentos causados pela pressão interna, é esperada a presença de carregamentos axiais os quais adicionarão tensões longitudinais, sejam trativas ou compressivas, às tensões causadas pela flexão. Considerando que as tensões decorrentes dos carregamentos axiais são uniformes ao longo da seção, elas respondem pelo valor médio do perfil de tensões longitudinais, sendo obtidas por

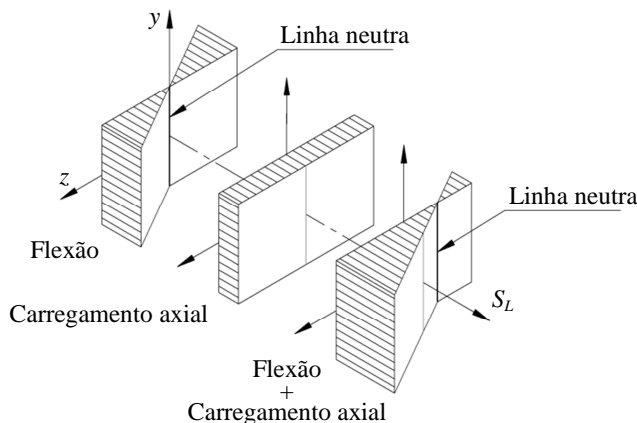
$$S_L^{med} = \frac{F}{A} \quad (25)$$

onde  $F$  é o carregamento axial atuando no duto e  $A$  é a área da seção transversal, dada por

$$A = \pi \left( R^2 - (R-t)^2 \right) \quad (26)$$

A combinação desses carregamentos não altera a inclinação do plano das tensões de flexão, mas desloca a linha neutra, assim como o valor de tensão média da seção, conforme ilustrado na Figura 7.

Figura 7 – Deslocamento da linha neutra e conservação da inclinação do plano de tensões de flexão quando combinados a um carregamento axial.



Fonte: Autor.

Do modelo acima, o perfil das tensões longitudinais na seção pode ser representado pela equação de um plano, sendo

$$S_L = \beta_0 + \beta_y y + \beta_z z \quad (27)$$

onde as constantes  $\beta$  governam os valores da tensão longitudinal  $S_L$  para cada ponto das coordenadas  $y$  e  $z$  da seção.

Entretanto, uma vez que os valores de tensões são avaliados na superfície do tubo, torna-se mais conveniente expressar a tensão longitudinal em função da posição angular  $\theta$  da seção transversal.

$$S_L = \beta_0 + \beta_y R \cos(\theta) + \beta_z R \sin(\theta) \quad (28)$$

Sendo  $R$  constante para toda a seção, as constantes que definem o plano das tensões longitudinais podem ser ainda reescritas como

$$\beta_1 = \beta_y R \quad \beta_2 = \beta_z R \quad (29)$$

e consequentemente

$$S_L = \beta_0 + \beta_1 \cos(\theta) + \beta_2 \sin(\theta) \quad (30)$$

A determinação das três constantes  $\beta$  pode ser realizada a partir da resolução de um sistema linear alimentado com valores de tensões longitudinais medidas, através do método do furo cego, em três pontos ao longo de uma seção transversal. Ao realizar medições em quatro ou mais pontos de uma seção, um método de regressão multilinear, como o método dos mínimos quadrados, pode ser utilizado para a determinação das estimativas dessas constantes e suas variâncias. Nesse caso, sugere-se que os pontos estejam regularmente espaçados na seção para a redução da variância.

Além da Equação 30, a distribuição da tensão  $S_L$  em função de  $\theta$  pode ser expressa matematicamente também por

$$S_L = S_L^{med} + S^{flex} \cos(\theta - \theta_{S_{max}}) \quad (31)$$

onde  $S_L^{med}$  é o valor médio da tensão longitudinal na seção, associado ao carregamento axial. Por sua vez,  $\theta_{S_{max}}$  é a posição angular da tensão longitudinal máxima da seção, e sua relação com o ângulo de orientação da linha neutra,  $\theta_{LN}$ , é dada por

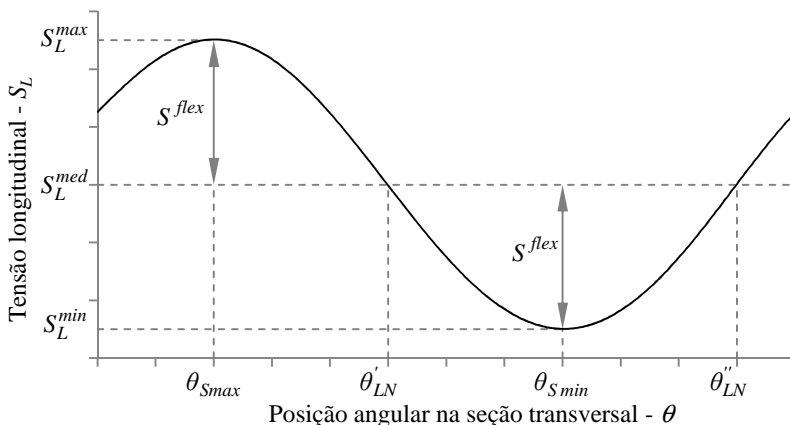
$$\theta_{LN} = \theta_{S_{max}} \pm \frac{\pi}{2} \quad (32)$$

Ambos,  $\theta_{S_{max}}$  e  $\theta_{LN}$ , estão associados à direção na qual o momento fletor atua.

A distribuição de tensão longitudinal dada pela Equação 31 pode ser melhor compreendida com o auxílio da Figura 8.



Figura 8 – Distribuição da tensão longitudinal ao longo de seção transversal de um tubo submetido à flexão e à carga axial.



Fonte: Autor.

Igualando-se as Equações 30 e 31, e aplicando as identidades trigonométricas pertinentes, é possível expressar as constantes  $\beta$  em função de  $S_L^{med}$ ,  $S_L^{flex}$  e  $\theta_{Smax}$ .

$$\beta_0 = S_L^{med} \quad \beta_1 = S_L^{flex} \cos(\theta_{Smax}) \quad \beta_2 = S_L^{flex} \sin(\theta_{Smax}) \quad (33)$$

Reagrupando  $\beta_1$  e  $\beta_2$ , obtêm-se as relações

$$S_L^{flex} = \sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2} \quad (34)$$

$$\theta_{Smax} = \tan^{-1} \left( \frac{\beta_2}{\beta_1} \right) \quad (35)$$

Uma vez que as variâncias para as constantes  $\beta$  podem ser obtidas a partir do ajuste, pelo método dos mínimos quadrados, das tensões longitudinais medidas, torna-se conveniente para o cálculo dos intervalos de confiança do momento fletor, do carregamento axial e da orientação da linha neutra que essas grandezas sejam expressas em função de  $\beta_0$ ,  $\beta_1$  e  $\beta_2$ . Mais detalhes sobre o cálculo desses intervalos de confiança serão apresentados na seção 3.2.

Assim, combinando as Equações 23, 24 e 34, as Equações 25, 26 e 33, assim como as Equações 32 e 35 obtêm-se as expressões para o momento fletor, para a carga axial e para a orientação da linha neutra

$$M = \frac{\pi \sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2} (R^4 - (R-t)^4)}{4 R} \quad (36)$$

$$F = \pi \beta_0 (2 R t - t^2) \quad (37)$$

$$\theta_{LN} = tg^{-1} \left( \frac{\beta_2}{\beta_1} \right) \pm \frac{\pi}{2} \quad (38)$$

Para a linha neutra, além do ângulo de orientação, a sua distância até a centro do tubo pode ser obtida igualando  $S_L$  a zero na Equação 30 e adotando a equação da distância entre uma reta e a origem, obtendo-se

$$\Delta R_{LN} = \frac{\beta_0 R}{\sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2}} = R \frac{S_L^{med}}{S^{flex}} \quad (39)$$

Vale destacar que, para a determinação da tensão de flexão, do momento fletor e da orientação da linha neutra, é necessária a adoção da hipótese de distribuição uniforme das tensões residuais ao longo da seção transversal. Hipótese essa razoável em tubos sem costura e nas regiões afastadas do cordão de solda em tubos com costura (VIOTTI; ALBERTAZZI JR., 2014). Entretanto, os valores medidos de tensão longitudinal não podem ser associados diretamente à carga axial externa atuante, pois as tensões residuais, geradas no processo de fabricação do tubo e na construção e montagem de dutos e tubulações, mascaram essa grandeza. Diante disso, para a correta avaliação do carregamento axial é necessário o conhecimento do perfil de tensões residuais esperado para a seção.

### 3.2 INTERVALOS DE CONFIANÇA

Após a determinação da distribuição das tensões longitudinais ao longo da seção do tubo, determinando-se por consequência os carregamentos de momento fletor, carregamento axial e orientação da linha neutra, é possível escrever os intervalos de confiança para essas grandezas utilizando-se as variâncias para as constantes  $\beta$ .

Para estimar  $\beta_0, \beta_1, \beta_2$  e suas variâncias, após a medição das tensões longitudinais em quatro ou mais pontos da seção transversal, é gerado o sistema linear

$$\mathbf{S_L} = \mathbf{\Theta} \mathbf{\beta} + \mathbf{\epsilon} \quad (40)$$

onde

$$\mathbf{S_L} = \begin{bmatrix} S_{L1} \\ S_{L2} \\ \vdots \\ S_{Ln} \end{bmatrix} \quad \mathbf{\Theta} = \begin{bmatrix} 1 & \text{sen}(\theta_1) & \cos(\theta_1) \\ 1 & \text{sen}(\theta_2) & \cos(\theta_2) \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ 1 & \text{sen}(\theta_n) & \cos(\theta_n) \end{bmatrix} \quad \mathbf{\beta} = \begin{bmatrix} \beta_0 \\ \beta_1 \\ \beta_2 \end{bmatrix} \quad (41)$$

e  $\mathbf{\epsilon}$  é um vetor ( $n \times 1$ ) de erros aleatórios, onde  $n$  é o número de pontos medidos na seção.

Através do método dos mínimos quadrados, as estimativas dos coeficientes de regressão  $\mathbf{\beta}$  podem então ser obtidas por

$$\hat{\mathbf{\beta}} = (\mathbf{\Theta}' \mathbf{\Theta})^{-1} \mathbf{\Theta}' \mathbf{S_L} \quad (42)$$

De posse do estimador  $\hat{\mathbf{\beta}}$ , uma distribuição de tensões longitudinais ao longo de  $\theta$  é ajustada por

$$\hat{\mathbf{S_L}} = \mathbf{\Theta} \hat{\mathbf{\beta}} \quad (43)$$

A diferença entre as tensões medidas e os valores ajustados gera o vetor de resíduos denotado por

$$\mathbf{e} = \mathbf{S_L} - \hat{\mathbf{S_L}} \quad (44)$$

A partir do vetor de resíduos, a variância do termo do erro  $\mathbf{\epsilon}$  é estimada pela soma do quadrado dos resíduos dividido pelo número de graus de liberdade do erro (MONTGOMERY, 2002), ou seja,

$$\hat{\sigma}^2 = \frac{\sum_{i=1}^n e_i^2}{n-3} \quad (45)$$

Uma matriz de covariância dos coeficientes de regressão  $\hat{\mathbf{\beta}}$  pode, então, ser expressa por

$$\text{cov}(\hat{\beta}) = \hat{\sigma}^2 \mathbf{C} \quad (46)$$

onde

$$\mathbf{C} = (\mathbf{\Theta}' \mathbf{\Theta})^{-1} = \begin{bmatrix} C_{00} & C_{01} & C_{02} \\ C_{01} & C_{11} & C_{12} \\ C_{02} & C_{21} & C_{22} \end{bmatrix} \quad (47)$$

Na matriz de covariância  $\text{cov}(\hat{\beta})$ , os elementos da diagonal principal são as variâncias para os estimadores de  $\beta_0, \beta_1$  e  $\beta_2$ , e os elementos fora da diagonal principal são as covariâncias.

Assim, a incerteza-padrão<sup>3</sup> estimada para o  $i$ -ésimo coeficiente de regressão é dado por

$$u(\hat{\beta}_i) = \sqrt{\hat{\sigma}^2 C_{ii}} \quad (48)$$

A partir da incerteza-padrão, o intervalo de confiança para um coeficiente de regressão  $\beta_i$  pode ser calculado pela relação a seguir

$$IC(\beta_i) = \hat{\beta}_i \pm t_{(\alpha, n-3)} u(\hat{\beta}_i) \quad (49)$$

onde  $t_{(\alpha, n-3)}$  é o coeficiente de *Student* para um determinado nível de confiança  $\alpha$  e um número de graus de liberdade  $n-3$ .

Das Equações 33 e 49, se expressa o intervalo de confiança para  $S_L^{med}$  como sendo

$$IC(S_L^{med}) = \hat{\beta}_0 \pm t_{(\alpha, n-3)} u(\hat{\beta}_0) \quad (50)$$

Para a obtenção do intervalo de confiança da tensão de flexão  $S^{flex}$  e da orientação da tensão máxima de flexão  $\theta_{Smax}$  é necessário antes expressar a incerteza-padrão para esses termos, a partir da incerteza-padrão de  $\beta_1$  e  $\beta_2$ .

Para isso, as incertezas-padrão de  $S^{flex}$  e  $\theta_{Smax}$  são obtidas das combinações das incertezas-padrão de  $\beta_1$  e  $\beta_2$  por

---

<sup>3</sup> O termo *incerteza-padrão* foi aqui adotado assumindo sua equivalência ao termo *erro-padrão* expresso em Montgomery (2002).

$$u^2(y) = \sum_{i=1}^n \left( \frac{\partial f}{\partial \beta_i} \right)^2 u^2(\hat{\beta}_i) + 2 \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n \frac{\partial f}{\partial x_i} \frac{\partial f}{\partial x_j} \text{cov}(\hat{\beta}_i, \hat{\beta}_j) \quad (51)$$

cujas funções e suas respectivas derivadas parciais encontram-se no APÊNDICE A desta dissertação.

De posse das incertezas-padrão, os intervalos de confiança para  $S^{flex}$  e  $\theta_{Smax}$  podem ser obtidos através da Equação 49, de forma análoga a  $S_L^{med}$ . Da mesma forma, é possível ainda estender a análise de incertezas para as grandezas  $\theta_{LN}$ ,  $M$  e  $F$ , sendo que, para essas duas últimas, são necessários valores de incertezas-padrão e número de graus de liberdade para o raio externo e a espessura do tubo.

Ainda em tempo, vale destacar que, durante os cálculos dos intervalos de confiança, caso seja observada correlação entre duas ou mais grandezas, a equação de *Welch-Satterthwaite*, comumente encontrada na literatura e sugerida por INMETRO (2012), não demonstra-se adequada para a obtenção do número de graus de liberdade efetivo. Nesse caso, sugere-se a equação apresentada por Castrup (2010).

### 3.3 AVALIAÇÃO DE PONTOS ESPÚRIOS

Variações localizadas de propriedades mecânicas do tubo, ou ainda, falhas no procedimento de medição podem gerar valores de tensões destoantes da distribuição esperada para as tensões longitudinais na seção de um duto. Para essas eventualidades, torna-se útil a adoção de uma ferramenta estatística para a identificação de pontos espúrios que auxilie o usuário na decisão de descartar ou não tal informação duvidosa.

Dentre as ferramentas estatísticas disponíveis, sugere-se a adoção do método apresentado por Peirce (1852), o qual permite a eliminação de pontos espúrios através de critérios racionais baseados em probabilidade. Por conveniência, maiores detalhes sobre a implementação desse critério não serão apresentados neste texto, sugerindo-se para tal a leitura de Ross (2003).

No entanto, vale destacar que o método de *Peirce*, assim como outros métodos similares, baseia-se na comparação entre um parâmetro, função da variância dos erros  $\hat{\sigma}^2$ , e o módulo dos valores dos resíduos  $e$  para cada ponto medido. Dessa forma, para a aplicação desse método, são necessários ao menos cinco pontos de medição em uma dada seção,

uma vez que o ajuste de apenas quatro pontos igualmente espaçados gera valores de resíduos iguais em módulo para todos os pontos.

## 4 MATERIAIS E MÉTODOS

### 4.1 DISPOSITIVO-PADRÃO DE FLEXÃO EM DUTOS

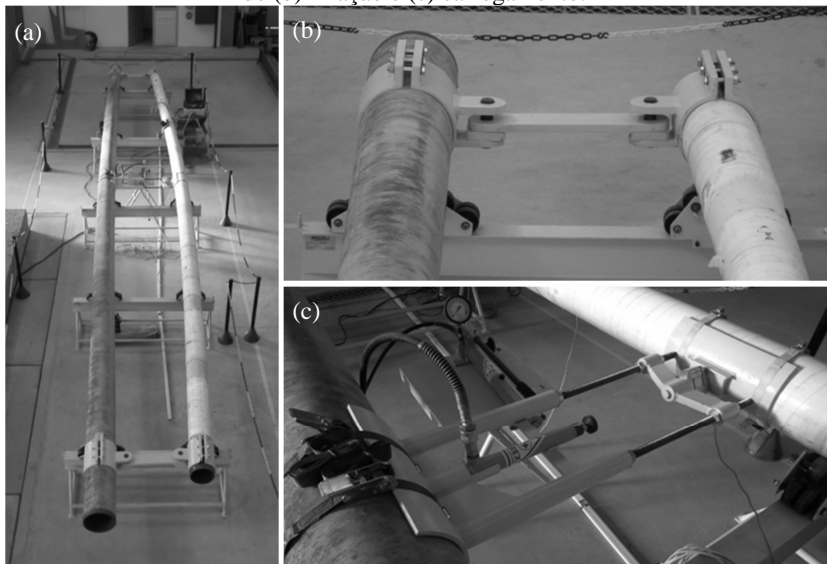
#### 4.1.1 Características gerais

O dispositivo-padrão de tensões de flexão desenvolvido neste trabalho é composto basicamente por dois tubos de 12 metros de comprimento dispostos lado a lado paralelos e horizontalmente e submetidos a um carregamento de momento fletor (Figura 9-a).

Os tubos são ligados entre si por suas extremidades através de um conjunto de bráçadeiras e pivôs chamado de módulo de fixação (Figura 9-b).

Na seção central dos tubos, uma carga transversal é aplicada horizontalmente gerando uma distribuição linear de momento fletor ao longo do comprimento dos tubos. A aplicação da carga é realizada através de um módulo de carregamento composto por um atuador hidráulico e um par de barras de ancoragem. Barras essas que são utilizadas para manter a carga estável no tempo após a retirada de operação do atuador (Figura 9-c).

Figura 9 – (a) Dispositivo-padrão de tensões de flexão e detalhes dos módulos de (b) fixação e (c) carregamento.



Fonte: Autor.

Cada tubo do padrão é apoiado sobre cinco berços. Tal número foi dimensionado para garantir baixos valores de tensões de flexão devido ao peso próprio, inferiores a 0,5% do valor da tensão de escoamento do material dos tubos. Os berços foram concebidos como sendo deslizantes e dotados de roletes na região de contato com o tubo. Sendo deslizantes, esses permitem o deslocamento lateral do tubo. Os roletes, por sua vez, possibilitam a rotação do tubo ao redor do seu próprio eixo na ausência dos módulos de fixação e de carregamento, facilitando assim seu manuseio. Um croqui da bancada com detalhes dos módulos encontra-se no APÊNDICE B.

#### 4.1.2 Tubos

Tendo por base informações disponibilizadas pela Agência Nacional de Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis (2012), em sua relação de dutos de transporte autorizados a operar, realizou-se um levantamento dos diâmetros empregados na construção da malha dutoviária brasileira. Desse levantamento identificou-se que os tubos de NPS<sup>4</sup> 8 e NPS 10 são os mais presentes dentre os 22 300 km da malha nacional (Tabela 1).

Tabela 1 – Diâmetros mais empregados na malha dutoviária brasileira.

NPS	Extensão (km)	Composição da malha nacional (%)
8	2913	13,1
10	2372	10,6
28	1839	8,2
18	1812	8,1
16	1734	7,8
12	1725	7,7

Fonte: Autor.

Esse levantamento foi adotado como critério para a definição dos diâmetros dos tubos que constituíram o dispositivo-padrão de flexão, selecionando os NPS 8 e NPS 10. A espessura nominal e o material dos tubos foram definidos de acordo com a disponibilidade dos estoques da Petrobras Transporte S.A. (TRANSPETRO) em sua regional sul, empresa essa que cedeu o material para este trabalho.

As características nominais dos dois tubos, T01 e T02, fornecidos pela TRANSPETRO são apresentadas na Tabela 2.

<sup>4</sup> *Nominal Pipe Size* (NPS) é a designação adimensional adotada pela norma ASME B36.10M (2004) em substituição ao termo que costumeiramente expressava o diâmetro nominal de tubos em polegadas.



Tabela 2 – Características nominais dos tubos que compõem o dispositivo-padrão de flexão.

	T01	T02
NPS	8	10
Diâmetro externo nominal (mm)	219,1	273,0
Comprimento nominal (m)	12	12
Espessura nominal (mm)	8,18	11,13
Material	API 5L X65	API 5L X65
Costura	Sem	Sem

Fonte: Autor.

Através do certificado de inspeção, apresentado pelo fornecedor, informações sobre o processo de fabricação do tubo T01 e de propriedades do seu material foram obtidas. Tais informações estão condensadas na Tabela 3.

Tabela 3 – Propriedades mecânicas e informações sobre o processo de fabricação do tubo T01.

	Mínimo especificado	Ensaio
Módulo de elasticidade (GPa)	-	229 <sup>5</sup>
Limite de escoamento (MPa)	450	535
Resistência à tração (MPa)	535	600
Material	API 5L X65Q	
Requisito de qualidade	PSL 2	
Processo de Fabricação	Trefilado a frio	
Tratamento térmico	Temperado e revenido	
Corrida	118058	
Número de série	20262	

Fonte: V & M do Brasil S.A. (2012).

Ao contrário das propriedades mecânicas apresentadas acima, outra propriedade de interesse deste trabalho, o coeficiente de *Poisson*, não pode ser evidenciada nos documentos disponíveis. Assim, tomando por base valores típicos de manuais de projeto de tubulações, foi arbitrado nesta dissertação o valor de 0,29 para essa propriedade, considerando ainda a influência marginal desse parâmetro na medição das tensões.

Embora fossem conhecidas algumas características, infelizmente não foram localizados os documentos de rastreabilidade do tubo T02 e conseqüentemente as informações relativas às suas propriedades

<sup>5</sup> O valor para o módulo de elasticidade não consta no certificado de inspeção do material e foi informado pelo fabricante do tubo através de mensagem eletrônica (V & M DO BRASIL S.A., 2013).

mecânicas. Por essa razão, decidiu-se concentrar no tubo T01 os ensaios de medição de tensões propostos, ficando ao tubo T02 apenas a função estrutural para aplicação da carga.

No tubo T01 foram definidas oito seções de trabalho, localizadas conforme croqui apresentado no APÊNDICE C. Por tratar-se de um tubo revestido em polipropileno tripla camada, foi necessária uma preparação prévia da superfície. Esse processo deu-se pela remoção mecânica do revestimento nas seções de trabalho, sem afetar a superfície metálica, seguida de pintura utilizando esmalte sintético fosco na cor branca, necessária para um melhor contraste nas imagens do método interferométrico.

Após a preparação das superfícies, valores para a espessura da parede e do diâmetro do tubo em cada seção foram medidos por meio de ultrassom e um paquímetro, respectivamente (Tabela 4). Estas dimensões encontram-se dentro das tolerâncias especificadas pela norma de fabricação *API Specification 5L: Specification for Line Pipe* (2012).

Tabela 4 – Espessuras e diâmetros medidos<sup>6</sup> ao longo do tubo T01.

Seção	Espessura (mm)	Diâmetro (mm)
S1	7,94	219,8
S2	7,89	219,6
S3	8,01	219,5
S4	8,03	219,9
S5	8,07	219,7
S6	8,09	219,6
S7	8,07	219,6
S8	8,22	219,8

Fonte: Autor.

Embora o comprimento nominal do tubo T01 seja de 12 m, seu comprimento real foi medido, através de uma trena, sendo esse 12,18 m.

Além da medição de espessura, o ensaio por ultrassom também teve por finalidade identificar eventuais discontinuidades no material do tubo que pudessem prejudicar a execução do ensaio de medição de tensões como, por exemplo, dupla laminação e inclusão de escórias.

### 4.1.3 Instrumentação

A aplicação da carga central foi monitorada através de uma célula de carga posicionada no módulo de carregamento. Além do monitoramento da carga aplicada, a deformação imposta ao tubo T01 foi

<sup>6</sup> As incertezas para as medições da espessura e do diâmetro são inferiores respectivamente a 0,06 mm e 0,2 mm.

medida por meio da leitura de pares de extensômetros, ligados em meia ponte, e instalados nas geratrizes do intradorso e do extradorso do tubo em cada uma das oito seções de trabalho.

A célula de carga empregada foi previamente calibrada e, dado o seu bom desempenho metrológico, evidenciado no certificado de calibração disponível no ANEXO B, foi adotado o cálculo do momento fletor a partir de suas leituras como referência para o padrão desenvolvido neste trabalho.

#### 4.1.4 Avaliação do dispositivo-padrão de flexão

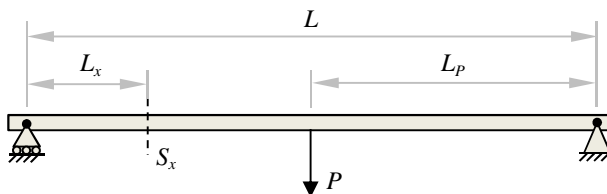
Após a montagem completa do padrão, a aplicação da carga foi efetuada através do atuador hidráulico e estabilizada pelas barras de ancoragem no valor de  $P = (37\,621 \pm 58)$  N. Nessa condição, além da leitura da célula de carga, foram realizadas leituras de deformação através dos extensômetros para cada uma das seções de trabalho, de S1 a S8. A partir desses dados, e considerando o tubo como uma viga biapoiada (Figura 10) sujeita a uma carga central pontual, dois diagramas de momento fletor foram calculados.

Para o cálculo do primeiro foi empregada a equação

$$M_{(S_x)} = \frac{P L_P L_x}{L} \quad (52)$$

tomando-se por base a leitura da célula de carga  $P$ , a distância  $L_x$  entre a seção avaliada e o pivô da braçadeira de fixação mais próxima, a distância  $L_P$  desde o ponto de aplicação da carga até o pivô da braçadeira de fixação mais afastada da seção, e ainda, a distância  $L$  entre os pivôs das duas braçadeiras. Distâncias essas sempre medidas ao longo do comprimento do tubo.

Figura 10 – Modelo de viga biapoiada com carga central pontual e elementos para o cálculo do momento fletor numa dada seção  $S_x$ .



Fonte: Autor.

Uma vez calculado o valor do momento fletor, o valor para a tensão de flexão pode ser obtido através da Equação 24.

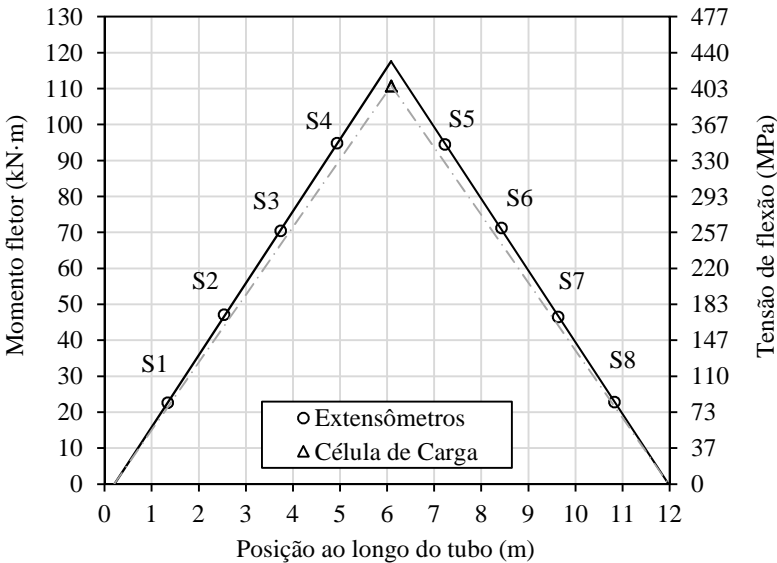
Para o segundo diagrama, valores para a tensão de flexão foram obtidos através das leituras de deformação  $\varepsilon_x$  para cada seção através de

$$S^{flex} = \varepsilon_x E \quad (53)$$

onde  $E$  é o módulo de elasticidade do material. Esses valores de tensão de flexão podem também ser relacionados ao momento fletor pela Equação 24.

Os dois diagramas construídos a partir dos dados medidos são apresentados na Figura 11.

Figura 11 – Diagramas de momento fletor e de tensão de flexão calculados através da leitura dos extensômetros e da célula de carga.



Fonte: Autor.

Observando a Figura 11 e comparando os dois diagramas, pode-se seguramente verificar a validade da hipótese de distribuição linear do momento fletor ao longo do comprimento do padrão de flexão.

Juntamente com os valores de momento fletor, leem-se também na Figura 11 valores de tensão de flexão que, para as seções S4 e S5 permaneceram em torno de 330 MPa, ligeiramente acima dos 60% do

valor para o limite de escoamento do material. Dessa forma, as tensões de flexão para todas as seções de trabalho encontram-se dentro do limite de 80% da tensão de escoamento recomendando pela norma ASTM E837-13a para a aplicação do método do furo cego.

Além dos valores calculados para a elaboração do diagrama, a incerteza para o momento fletor em cada seção de trabalho pôde ser calculada por uma equação análoga à Equação 51, combinando-se as incertezas de  $P$ ,  $L_x$ ,  $L_p$  e  $L$ . Para essas três últimas foram adotados valores de incerteza-padrão Tipo B (INMETRO, 2012) e suposta, de forma conservadora, uma distribuição de probabilidade *a priori* retangular e simétrica de meia-largura 5 mm. Por sua vez, para a incerteza-padrão de  $P$  foram adotados valores oriundos do certificado de calibração da célula de carga.

Os valores medidos ( $VM$ ) dessas grandezas e demais parâmetros como o fator de abrangência ( $k$ ), número de graus de liberdade efetivo ( $\nu_{ef}$ ), e as incertezas-padrão ( $u$ ) e expandida<sup>7</sup> ( $U$ ), são apresentados na Tabela 5.

Tabela 5 – Valores medidos e suas incertezas para as grandezas de entrada do cálculo do momento fletor.

	$VM$	$u$	$U$	$k$	$\nu_{ef}$
$P$	37621 N	29 N	58 N	2,03	118
$L_p$	5,890 m	$3 \times 10^{-3}$ m	$5 \times 10^{-3}$ m	1,73	$\infty$
$L_x$	(v. Tabela 7)	$3 \times 10^{-3}$ m	$5 \times 10^{-3}$ m	1,73	$\infty$
$L$	11,780 m	$3 \times 10^{-3}$ m	$5 \times 10^{-3}$ m	1,73	$\infty$

Fonte: Autor.

Uma vez que as medidas dos comprimentos foram realizadas com o mesmo instrumento de medição, essas foram consideradas como grandezas correlacionadas e os valores de correlação foram, conservadoramente, adotados como iguais a um (Tabela 6).

<sup>7</sup> Todos os valores de incerteza expandida apresentados nesta dissertação referem-se a um nível de confiança de 95%.

Tabela 6 – Correlações adotadas entre as grandezas de entrada para cálculo do momento fletor.

	$P$	$L_P$	$L_x$	$L$
$P$	1	0	0	0
$L_P$	0	1	1	1
$L_x$	0	1	1	1
$L$	0	1	1	1

Fonte: Autor.

A partir dos dados apresentados acima, finalmente foram calculados os valores de incerteza do momento fletor para as oito seções de trabalho do padrão de flexão (Tabela 7).

Tabela 7 – Valores de momento fletor e suas incertezas para as oito seções do padrão de flexão.

Seção	$L_x$ (m)	Momento Fletor - $M_{(Sx)}$					
		$VM$ (kN·m)	$u$ (kN·m)	$U$ (kN·m)	$k$	$v_{ef}$	$U$ (%)
S1	1,145	21,54	0,062	0,12	1,96	24129	0,56%
S2	2,345	44,11	0,073	0,14	1,96	2703	0,33%
S3	3,545	66,68	0,087	0,17	1,96	1027	0,26%
S4	4,745	89,26	0,10	0,20	1,96	605	0,22%
S5	4,745	89,26	0,10	0,20	1,96	605	0,22%
S6	3,545	66,68	0,087	0,17	1,96	1027	0,26%
S7	2,345	44,11	0,073	0,14	1,96	2703	0,33%
S8	1,145	21,54	0,062	0,12	1,96	24129	0,56%

Fonte: Autor.

Analisando os valores de incerteza obtidos verifica-se o muito bom desempenho metrológico do dispositivo-padrão de flexão, com incertezas expandidas inferiores a 1% do valor medido para toda a faixa de medição. Valores esses bem abaixo do esperado para a incerteza da medição de momento fletor através dos procedimentos baseados no método do furo cego, como poderá ser visto no capítulo a seguir.

Como análise final do dispositivo-padrão, observa-se a divergência entre os diagramas de momento fletor gerados a partir das leituras da célula de carga e das leituras dos extensômetros (Figura 11). Pelo fato desse desvio ocorrer de forma diretamente proporcional à deformação, sugere-se como explicação um possível erro no valor do módulo de elasticidade informado, requerendo-se uma melhor

investigação dessa propriedade do tubo T-01 em uma oportunidade futura.

## 4.2 ENSAIOS

Os ensaios de medição de tensões foram divididos em duas fases. A primeira com o tubo descarregado, visando obter informações sobre a distribuição de tensões residuais de fabricação, e a segunda, com o tubo submetido à ação do módulo de carregamento, nas condições descritas no item 4.1.4, para o desenvolvimento do procedimento de medição do carregamento de momento fletor.

Na ausência de uma referência de fábrica para a posição angular do tubo T01 como, por exemplo, o cordão de solda, foi marcada em sua superfície uma referência fixa arbitrária a partir do qual uma posição angular na superfície é definida. Foi arbitrada também a leitura crescente dos ângulos no sentido horário, tomando-se como referência a observação do tubo da seção S1 em direção à seção S8.

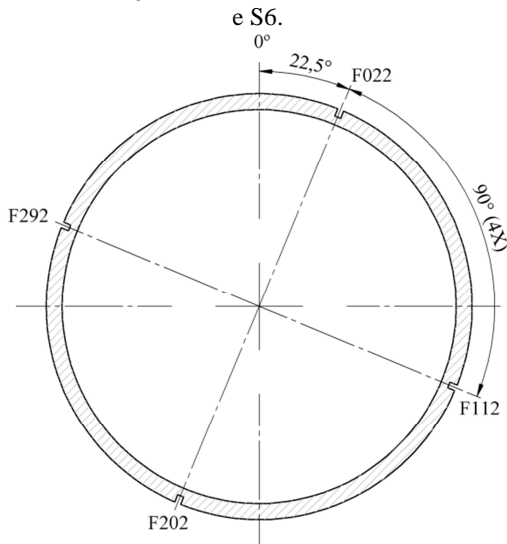
Em ambas as fases, os ensaios foram executados utilizando-se brocas de 1,6 mm de diâmetro e procedidos de forma incremental em 20 passos de 0,05 mm, totalizando 1,0 mm de profundidade no furo cego.

A seguir são detalhadas as condições de cada uma das fases dos ensaios.

### 4.2.1 Medições sem flexão

Anteriormente à montagem dos módulos de fixação e de carregamento, porém com os tubos já posicionados sobre os berços, medições de tensão foram realizadas em oito pontos no tubo T01, sendo quatro na seção de trabalho S3 e outras quatro na seção S6. Os quatro pontos de medição de cada seção foram separados em 90° entre si e deslocados da origem em 22,5° (Figura 12), evitando assim interferências com as posições a serem utilizadas para as medições sob flexão.

Figura 12 – Pontos de medição de tensões sem flexão localizados nas seções S3 e S6.



Fonte: Autor.

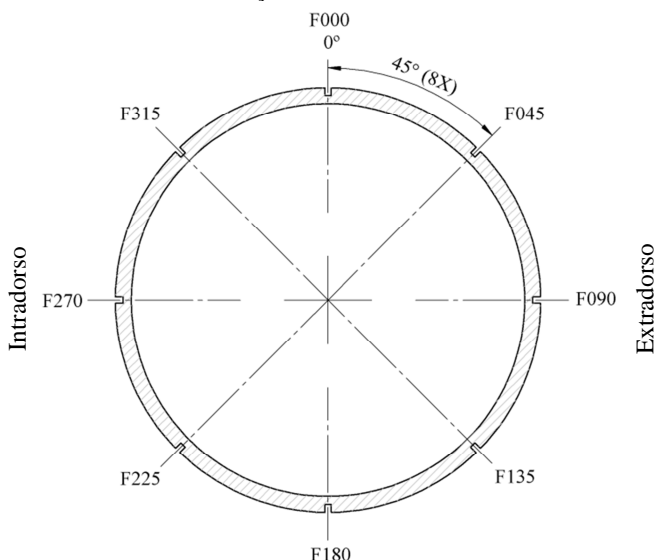
#### 4.2.2 Medições sob flexão

Após as medições de tensões descritas no item anterior, o tubo T01 foi posicionado com a referência da posição angular coincidindo com a geratriz superior. Com o tubo nessa posição foram instalados os módulos de fixação e de carregamento e a carga aplicada conforme descrito em 4.1.4.

Uma vez estabelecido o padrão de tensão de flexão, foram efetuadas 64 medições de tensão, oito em cada uma das seções de trabalho, posicionadas conforme Figura 13.



Figura 13 – Posição dos pontos de medição de tensões sob flexão para cada seção de trabalho.



Fonte: Autor.

Os resultados das medições de tensões sob e sem flexão serão discutidos no item 4.3.7.

#### 4.3 ESTRATÉGIAS DE ADOÇÃO DE VALORES CARACTERÍSTICOS PARA A TENSÃO LONGITUDINAL

Para alimentar o modelo de distribuição de tensões e calcular as grandezas de interesse desta dissertação é necessária a adoção de valores característicos de  $S_L$  para cada ponto de medição. No entanto, como visto no item 2.1, a norma ASTM E837-13a (2013) apresenta dois procedimentos de medição de tensões. O primeiro trata como uniforme a distribuição de tensões ao longo da profundidade, ou seja, fornece um valor único de tensão representativo do ponto medido. Já o segundo admite a distribuição de tensões ao longo da profundidade do furo como não uniforme, fornecendo valores de tensão para cada passo avaliado ao longo da profundidade.

Diante dessas possibilidades, estratégias de adoção de valores característicos de  $S_L$ , descritas a seguir, foram propostas e avaliadas.

#### **4.3.1 Uniforme – Passo 10**

Procedimento da norma para medição de tensões uniformes descrito em 2.1.1 alimentado apenas com as deformações lidas no décimo passo, ou seja, à profundidade de 0,5 mm.

#### **4.3.2 Uniforme – Passo 20**

Procedimento da norma para medição de tensões uniformes descrito em 2.1.1 alimentado apenas com as deformações lidas no vigésimo passo, ou seja, à profundidade de 1,0 mm.

#### **4.3.3 Uniforme – Passos 10 e 20**

Procedimento da norma para medição de tensões uniformes descrito em 2.1.1 alimentado com as deformações lidas no décimo e no vigésimo passo, ou seja, às profundidades de 0,5 e 1,0 mm.

#### **4.3.4 Não Uniforme – Passo a passo**

Procedimento da norma para medição de tensões não uniformes descrito em 2.1.2 alimentado com as deformações lidas em todos os vinte passos de um ponto de medição. Ao contrário das outras estratégias propostas, essa resulta em um conjunto de valores de tensão longitudinal  $S_L$ , no ponto de medição, para cada passo da furação, e por consequência apresenta valores de  $S^{flex}$ , e  $\theta_{LN}$  para cada profundidade avaliada.

#### **4.3.5 Não Uniforme – Média 10 passos**

Procedimento da norma para medição de tensões não uniformes descrito em 2.1.2 alimentado com as deformações lidas nos primeiros dez passos de um ponto de medição. Depois de obtidos os valores de tensões ao longo da profundidade, uma média aritmética desses é adotada como valor representativo da tensão longitudinal  $S_L$  para o ponto avaliado.

#### **4.3.6 Não Uniforme – Média 20 passos**

Procedimento similar ao item 4.3.5, porém alimentado com as deformações lidas em todos os vinte passos de um ponto de medição.

#### **4.3.7 Não Uniforme – Passo 11 de 20**

Procedimento da norma para medição de tensões não uniformes descrito em 2.1.2 alimentado com as deformações lidas em todos os vinte passos de um ponto de medição. Depois de obtidos os valores de

tensões ao longo da profundidade, é adotado o valor de tensão do passo 11 como sendo o valor representativo da tensão longitudinal  $S_L$  para o ponto avaliado.

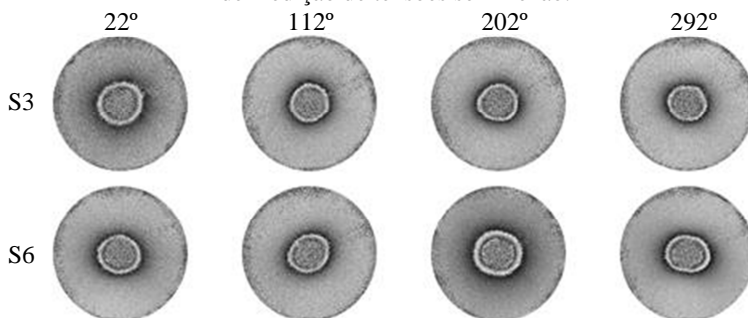


## 5 RESULTADOS

### 5.1 MEDIÇÕES SEM FLEXÃO

Inicialmente, em uma avaliação qualitativa baseada nas imagens dos mapas de diferenças de fase obtidas através interferometria laser, é possível identificar um padrão de deformações radialmente uniformes ao redor do furo, indicando um estado de tensões residuais equibiaxial (Figura 14).

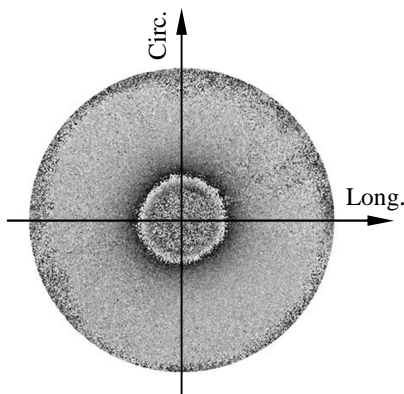
Figura 14 – Mapas de diferenças de fase para o vigésimo passo dos oito ensaios de medição de tensões sem flexão.



Fonte: Autor.

Da interpretação do gradiente de tons de cinzas, que se tornam mais escuros da periferia para o centro da imagem, é possível ainda visualizar o caráter compressivo das tensões (Figura 15). Tons mais claros representam deslocamentos de maior intensidade na direção radial. Como os deslocamentos tendem a zero nas regiões afastadas do furo, tons mais escuros representam nessas imagens deslocamentos radiais negativos, ou seja, em direção ao centro do sistema. Já a transição brusca de uma região branca para uma preta adjacente indica a mudança de uma ordem de grandeza na leitura dos deslocamentos.

Figura 15 – Mapa de diferenças de fase onde os tons de cinza indicam os deslocamentos radiais da superfície ao redor do furo.



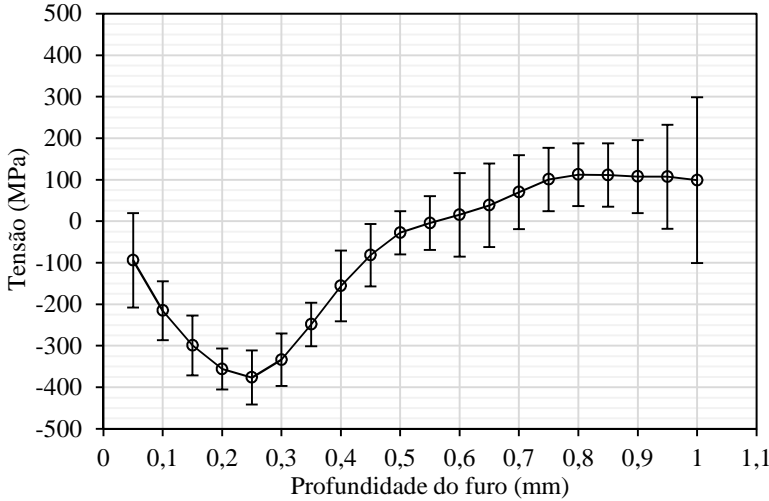
Fonte: Autor.

Vale destacar que, assim como na Figura 15, para todos os demais mapas de diferenças de fase apresentados nesta dissertação, a direção horizontal da página corresponde à direção longitudinal do tubo e, conseqüentemente, a vertical da página à circunferencial do tubo.

Em uma análise quantitativa, adotando o método não uniforme para o cálculo das tensões, apresentado em 2.1.2, calculou-se a distribuição das tensões longitudinais ao longo da profundidade. O valor da média das tensões residuais, longitudinais e circunferências, dos oito pontos de medição para cada profundidade pode ser observado nas Figuras 16 e 17 respectivamente.

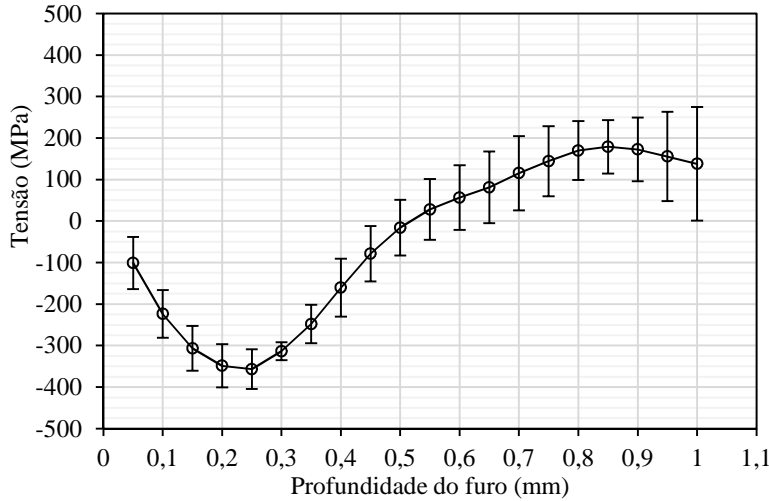
Nessas figuras são apresentados também os desvios-padrão para os valores das tensões residuais, os quais se encontram tipicamente em torno de 80 MPa, e atingindo valores maiores nos passos finais.

Figura 16 – Tensões residuais longitudinais médias dos oito pontos avaliados e seus desvios-padrão.



Fonte: Autor.

Figura 17 – Tensões residuais circunferenciais médias dos oito pontos avaliados e seus desvios-padrão.



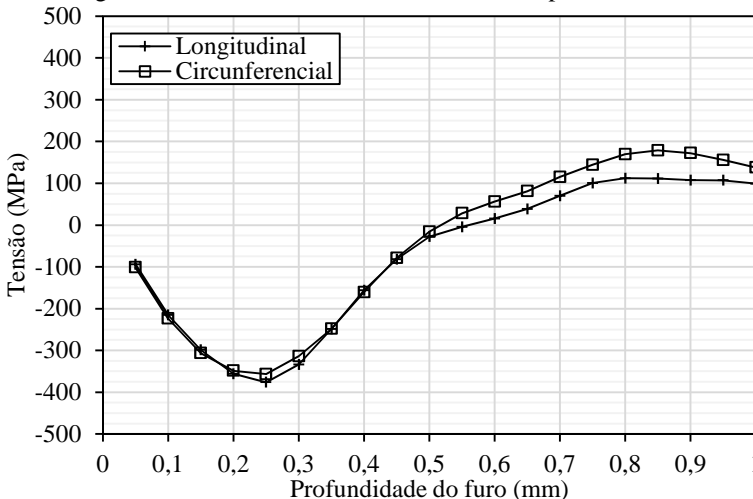
Fonte: Autor.

Esse aumento na dispersão dos valores das tensões residuais nos últimos incrementos pode ser atribuído ao fato do alívio das tensões nos passos finais gerarem deformações menores na superfície do material o que, por conseguinte, deixa os valores das tensões mais sensíveis a erros provenientes das deformações.

Assim como já esperado através da análise dos padrões de deformação apresentados na Figura 14, observa-se a aderência entre os valores de tensões residuais longitudinais e circunferenciais, principalmente até 0,5 mm de profundidade do material (Figuras 18, 19 e 20).

Essa característica torna-se interessante uma vez que os valores das tensões residuais longitudinais, desconhecidos *a priori*, mascaram as medições das tensões longitudinais médias da seção e, consequentemente, os valores das cargas axiais. Entretanto, em campo, as tensões circunferenciais medidas podem ser admitidas como a combinação da parcela de tensão residual mais a parcela devida à pressão interna. Lembrando que esforços de momento torsor são dificilmente esperados para trechos afastados de curvas acentuadas ou equipamentos como, por exemplo, válvulas de bloqueio. Como a parcela da pressão interna é bem definida, a componente da tensão residual circunferencial pode ser estimada e relacionada à tensão residual longitudinal, permitindo a estimativa da carga axial. Entretanto, destaca-se aqui que essa relação carece de estudos em outras amostras de tubos.

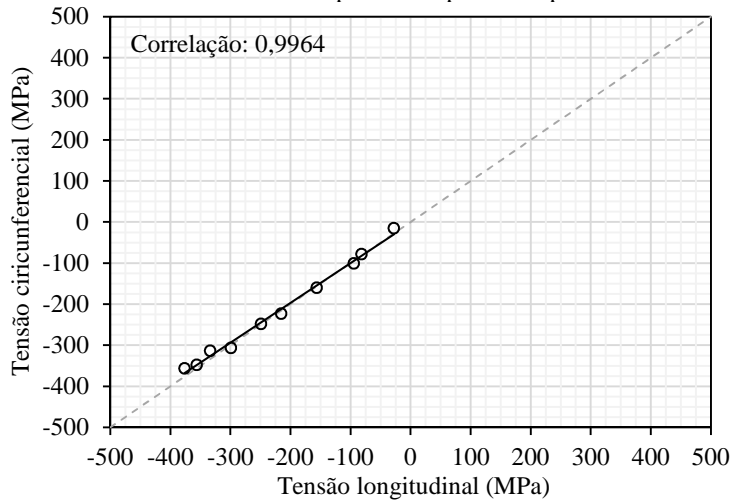
Figura 18 – Tensões residuais médias dos oito pontos avaliados.



Fonte: Autor.

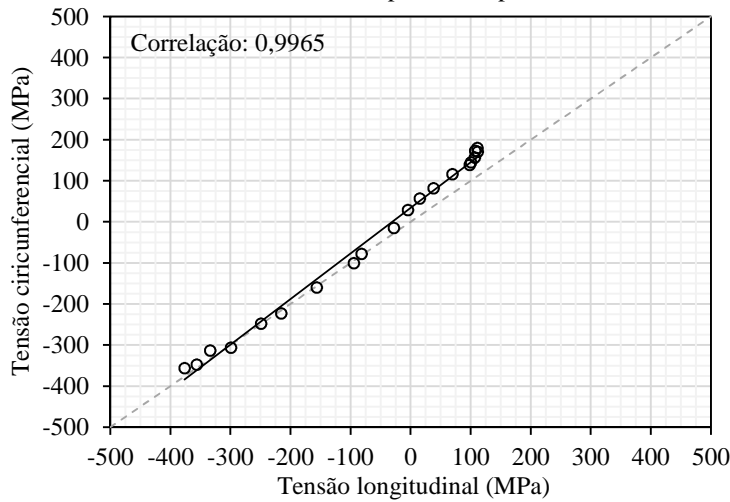


Figura 19 – Correlação entre tensões residuais médias longitudinais e circunferenciais para os 10 primeiros passos.



Fonte: Autor.

Figura 20 – Correlação entre tensões residuais médias longitudinais e circunferenciais para os 20 passos.



Fonte: Autor.

## 5.2 MEDIÇÕES SOB FLEXÃO

Nos itens a seguir são apresentados os resultados das medições de tensão de flexão ( $S^{flex}$ ), momento fletor ( $M$ ) e orientação da linha neutra ( $\theta_{LN}$ ) realizadas no padrão flexionado.

Inicialmente, no item 5.2.1, é apresentada uma avaliação qualitativa das medições através da interpretação dos mapas de diferenças de fase. Já os resultados quantitativos são apresentados nos demais itens que se seguem, para cada uma das sete estratégias de adoção de valores para a tensão longitudinal propostas no item 4.3.

No item 5.2.2 são apresentados gráficos para avaliação qualitativa dos ângulos de orientação da linha neutra das oito seções. Essa informação é principalmente útil para as investigações geotécnicas que analisam o comportamento da movimentação do solo ao redor do duto.

No item 5.2.3 são apresentados os diagramas de momento fletor juntamente com a distribuição da tensão de flexão e sua incerteza expandida para cada estratégia. Uma vez que a estratégia Não Uniforme – Passo a Passo gera um conjunto de resultados para cada passo de furação, seus resultados foram divididos em quatro grupos de diagramas para uma melhor visualização.

Os valores medidos da orientação da linha neutra, da tensão de flexão e do momento fletor, e suas incertezas, estão apresentados nas tabelas do item 5.2.4.

### 5.2.1 Avaliação dos mapas de diferenças de fase

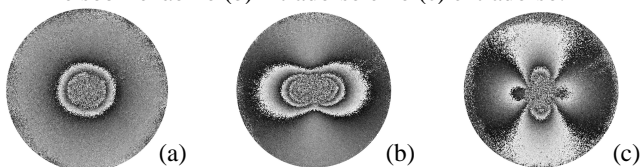
Em uma avaliação apenas qualitativa, é possível observar, através dos mapas de diferenças de fase, a coerência entre as deformações ao redor do furo, geradas pela sua execução, com o nível e o sinal das tensões ali esperadas.

Como já apresentado, as tensões residuais medidas sem flexão apresentam-se como compressivas e equibiaxiais, ou seja, isotrópicas ou uniformes em todas as direções do plano, e seus mapas de diferenças de fase apresentam um padrão de franjas circulares como o da Figura 21-a.

Já nas medições no intradorso do tubo sob flexão, onde as tensões compressivas, de origem residual, são intensificadas na direção longitudinal por consequência da flexão, os padrões de franjas dos mapas de diferenças de fase apresentam uma intensificação também na leitura da deformação nessa direção, conforme observado na Figura 21-b.

De maneira oposta, no extradorso do tubo sob flexão, as tensões compressivas de origem residual são atenuadas na direção longitudinal pelas tensões trativas devido à flexão. A depender da magnitude dessas duas parcelas, o sinal dos deslocamentos ao redor do furo nessa direção pode ser invertido, gerando um padrão de franjas como o apresentado na Figura 21-c. Nesse mapa de diferenças de fase observa-se um gradiente dos tons de cinza na direção horizontal da imagem (e longitudinal do tubo) de sinal oposto às duas primeiras.

Figura 21 – Mapas de diferenças de fase de medições de tensões (a) sem flexão e sob flexão no (b) intradorso e no (c) extradorso.



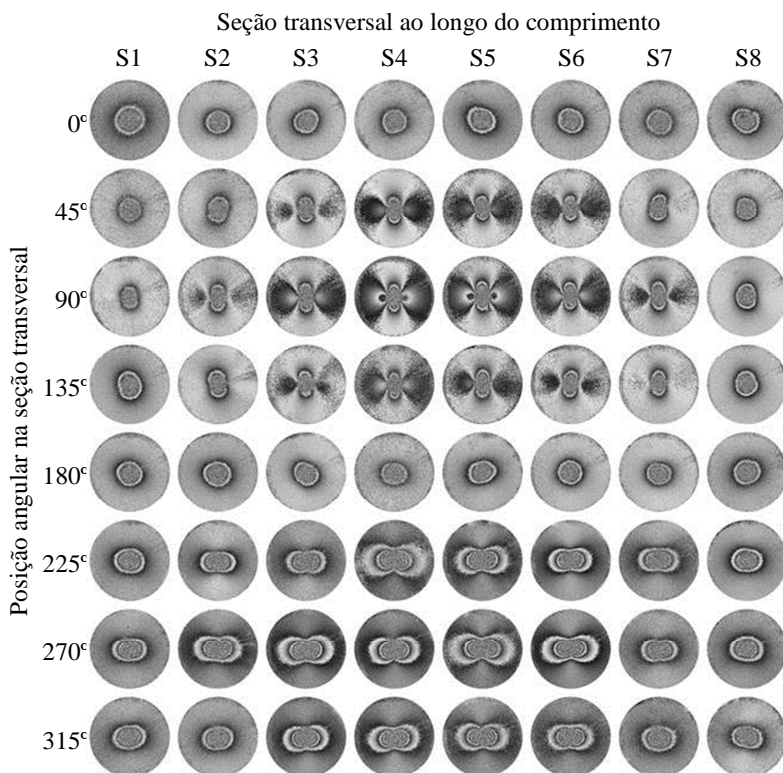
Fonte: Autor.

Ao estender a avaliação feita sobre os mapas da Figura 21 para todas as 64 medições realizadas sob flexão, é possível identificar a distribuição das tensões longitudinais ao longo do comprimento do tubo, em suas seções de S1 a S8, e em cada posição angular dessas seções, conforme apresentado na Figura 22.

Nessa figura observa-se o padrão de franjas circulares nas posições  $0^\circ$  e  $180^\circ$  para as oito seções. Posições angulares essas que coincidem com a linha neutra do tubo. Nas posições de  $45^\circ$  a  $135^\circ$ ,

extradorso do tubo, encontram-se os mapas de diferenças de fase com padrões de franjas coerentes à tensão trativa longitudinal. Destaca-se a intensificação das deformações desde as seções periféricas, S1 e S8, até as centrais, S4 e S5, onde o momento fletor é maior. Mesma análise pode ser feita também nas posições angulares de 225° a 315°, intradorso do tubo, onde as tensões compressivas de origem residual são intensificadas pela tensão de flexão na direção longitudinal. Por fim, ao longo de toda a Figura 22 percebe-se uma intensificação nas tensões partindo-se das posições da linha neutra, 0° e 180°, para as posições 90° e 270°, onde se localizam as geratrizes sob maior influência da tensão de flexão.

Figura 22 – Mapas de diferenças de fase para o vigésimo passo dos 64 ensaios de medição de tensões sob flexão.



Fonte: Autor.

## 5.2.2 Orientação da linha neutra

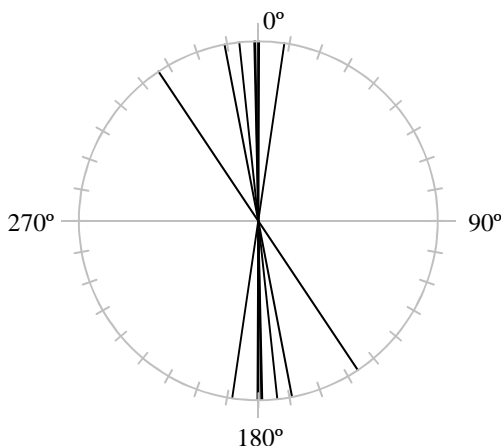
Nos itens a seguir são apresentados gráficos onde é possível avaliar qualitativamente os erros obtidos na medição da orientação da linha neutra para as estratégias de medição propostas.

Dentre essas se destacam positivamente os alternativas Uniforme – Passo 20 e Não Uniforme – Média 20 passos com erros inferiores a  $10^\circ$ . Lembrando que, dada a configuração do dispositivo-padrão de flexão, a linha neutra de referência encontra-se na vertical, ou seja, a  $0^\circ$ .

Os valores medidos da orientação da linha neutra e suas incertezas podem ser encontrados nas tabelas do item 5.2.4.

### 5.2.2.1 Uniforme – Passo 10

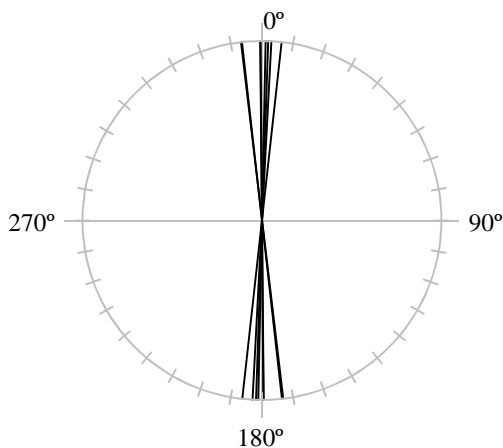
Figura 23 – Avaliação qualitativa da orientação da linha neutra das oito seções – Estratégia Uniforme - Passo 10.



Fonte: Autor.

### 5.2.2.2 Uniforme – Passo 20

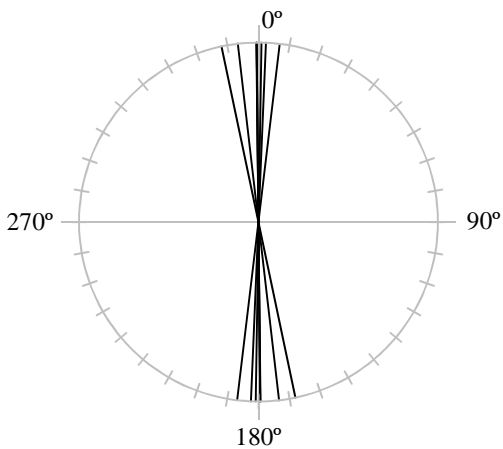
Figura 24 – Avaliação qualitativa da orientação da linha neutra das oito seções – Estratégia Uniforme - Passo 20.



Fonte: Autor.

### 5.2.2.3 Uniforme – Passos 10 e 20

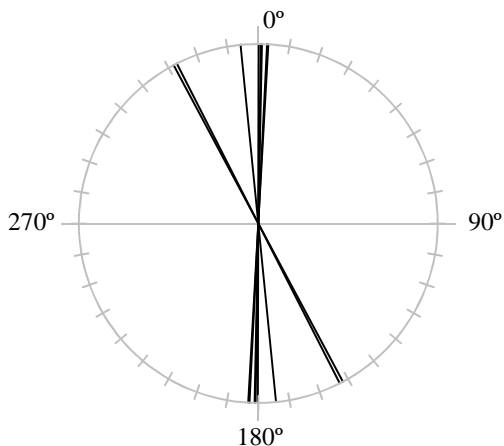
Figura 25 – Avaliação qualitativa da orientação da linha neutra das oito seções – Estratégia Uniforme - Passos 10 e 20.



Fonte: Autor.

#### 5.2.2.4 Não Uniforme – Média 10 passos

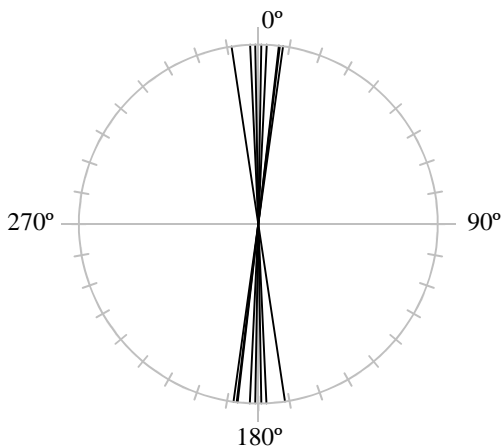
Figura 26 – Avaliação qualitativa da orientação da linha neutra das oito seções – Estratégia Não uniforme - Média 10 passos.



Fonte: Autor.

#### 5.2.2.5 Não Uniforme – Média 20 passos

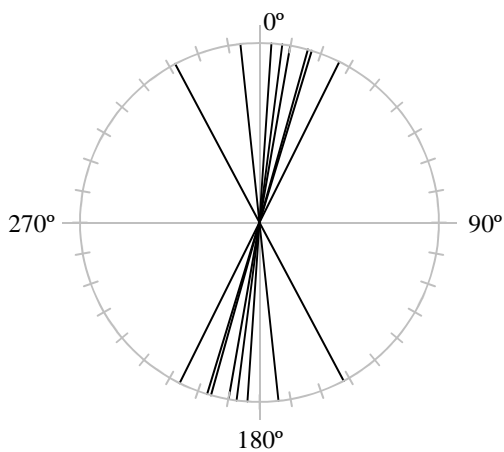
Figura 27 – Avaliação qualitativa da orientação da linha neutra das oito seções – Estratégia Não uniforme - Média 20 passos.



Fonte: Autor.

### 5.2.2.6 Não Uniforme – Passo 11 de 20

Figura 28 - Avaliação qualitativa da orientação da linha neutra das oito seções – Estratégia Não uniforme - Passo 11 de 20.



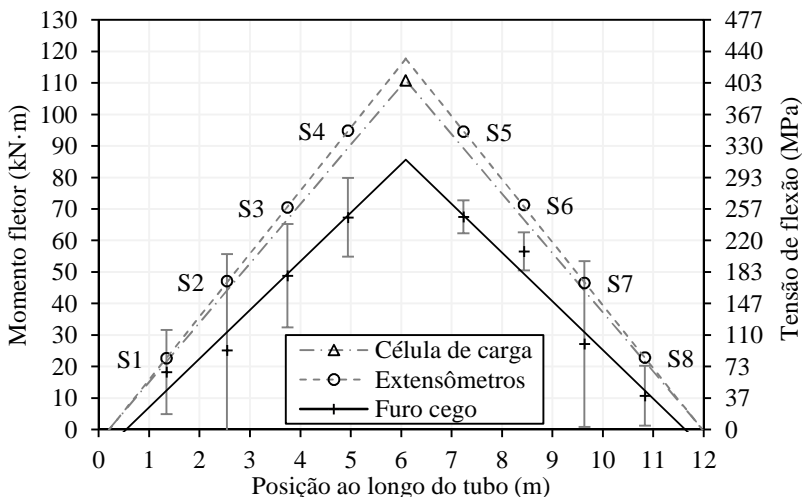
Fonte: Autor.



### 5.2.3 Tensões de flexão e momento fletor

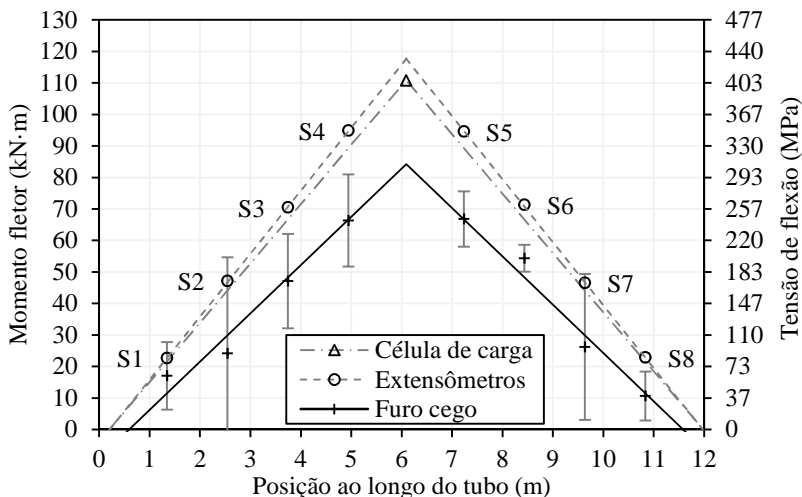
As estratégias que utilizam somente as deformações lidas nos dez primeiros passos, Uniforme – Passo 10 e Não Uniforme – Média 10 passos, apresentaram valores de tensões de flexão proporcionalmente inferiores ao esperado, conforme observado nas Figuras 29 e 30. Esse fenômeno pode ser explicado em parte pelo fato dos passos iniciais do furo terem uma forma diferente da prevista pelo modelo matemático, em consequência da geometria da ferramenta, conforme apresentado por Blödorn (2014), gerando um alívio de tensões menor que o esperado. Esse efeito tende a ser minimizado à medida que a profundidade do furo aumenta.

Figura 29 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão, com sua incerteza expandida. Estratégia Uniforme – Passo 10.



Fonte: Autor.

Figura 30 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão, com sua incerteza expandida. Estratégia Não Uniforme – Média 10 passos.

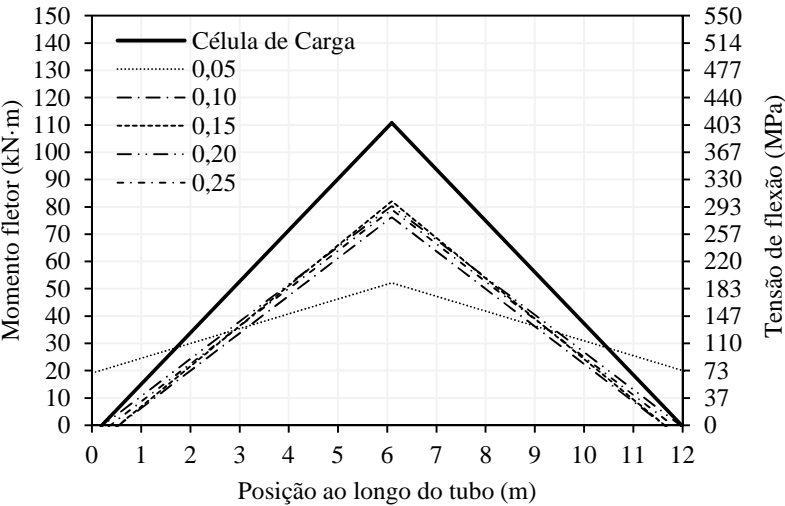


Fonte: Autor.

Entretanto, outro fenômeno interessante é observado quando analisados os diagramas da estratégia Não Uniforme- Passo a passo. Neles é possível perceber uma tendência crescente dos valores de tensão de flexão ao longo da profundidade, sugerindo que o método possa atenuar os valores de tensão na primeira metade do furo e amplificá-los na segunda (Figuras de 31 a 34). As distorções na forma dos diagramas tensão de flexão para os passos iniciais e finais podem ser atribuídas aos mesmos desvios encontrados nas leituras de tensão sem deformação apresentada no item 5.1.

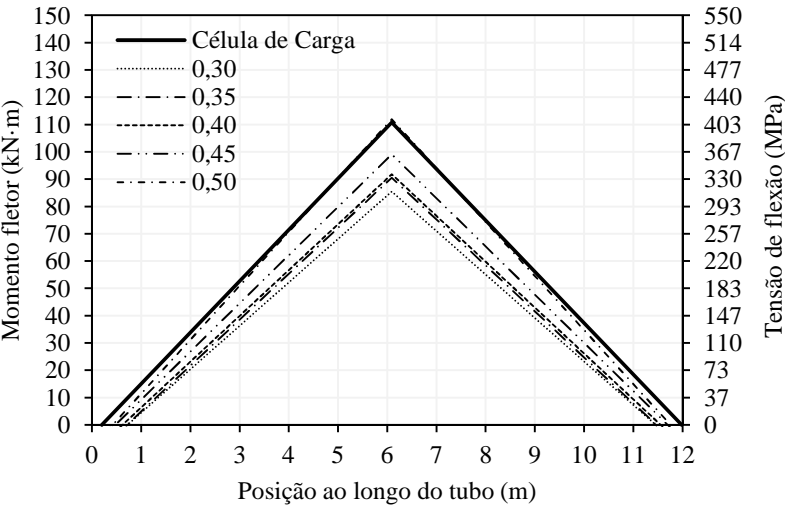
Os resultados para as incertezas dos valores de tensão de flexão e momento fletor e a orientação da linha neutra, para cada passo dessa estratégia, demonstraram-se pouco satisfatórios e, por conveniência, não foram apresentados nesse trabalho pelo grande volume de dados envolvidos.

Figura 31 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão.  
Estratégia Não Uniforme – Passo a Passo – 0,05 a 0,25 mm.



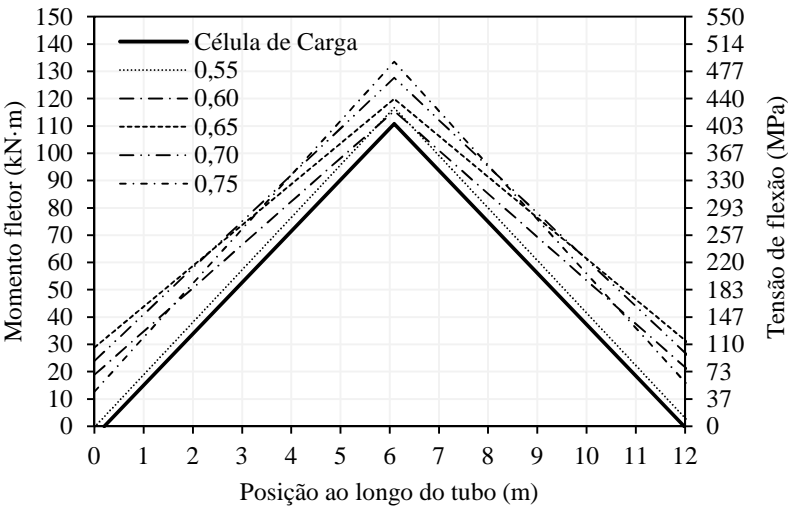
Fonte: Autor.

Figura 32 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão.  
Estratégia Não Uniforme – Passo a Passo – 0,30 a 0,50 mm.



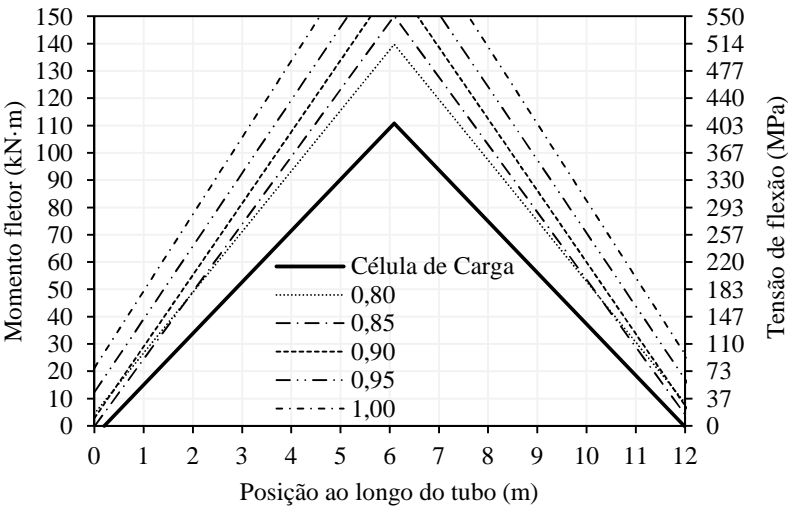
Fonte: Autor.

Figura 33 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão.  
Estratégia Não Uniforme – Passo a Passo – 0,55 a 0,75 mm.



Fonte: Autor.

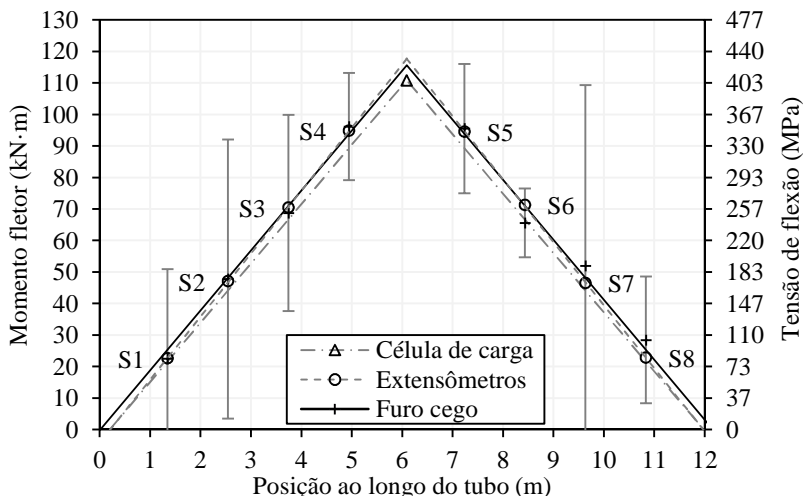
Figura 34 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão.  
Estratégia Não Uniforme – Passo a Passo – 0,80 a 1,00 mm.



Fonte: Autor.

A tendência observada na estratégia Não Uniforme - Passo a passo levou, ao longo do trabalho, à criação da estratégia Não Uniforme - Passo 11 de 20. Essa estratégia apresentou uma maior coerência entre os resultados do método do furo diante das tensões de referência do padrão, entretanto com incertezas demasiadamente grandes (Figura 35). Esses valores obtidos podem ser lidos nas tabelas do item 5.2.4.

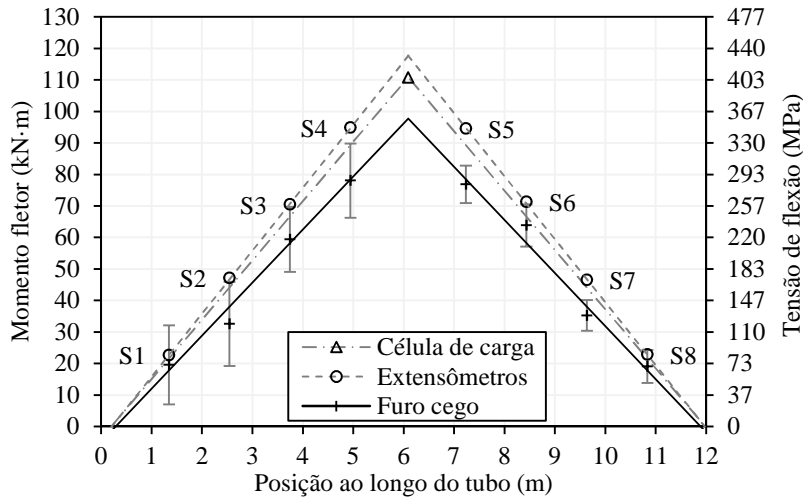
Figura 35 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão, com sua incerteza expandida. Estratégia Não Uniforme – Passo 11 de 20.



Fonte: Autor.

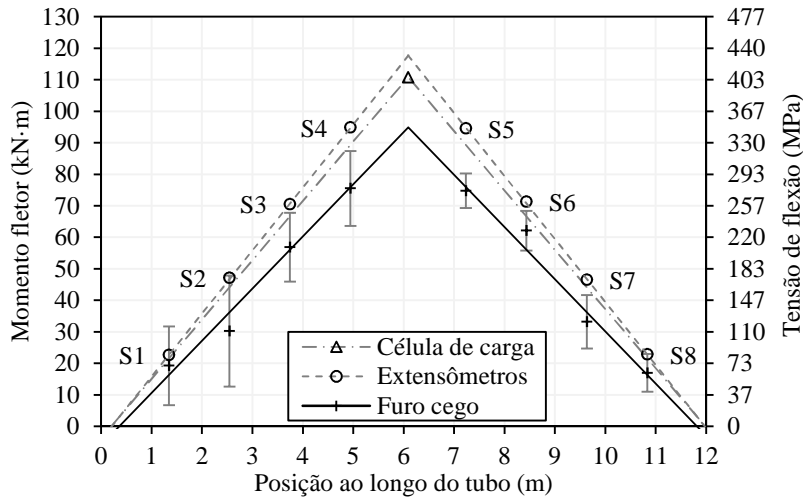
As estratégias Uniforme – Passo 20 e Uniforme – Passos 10 e 20 foram avaliadas tendo como vantagens a rápida execução em campo, por necessitarem de apenas um e dois passos de furação respectivamente, e por contemplarem uma profundidade maior, minimizando os efeitos negativos da geometria da ferramenta sobre a forma final do furo, como já discutido. Embora tenham apresentado incertezas menores que as estratégias até aqui avaliadas, os valores para a tensão de flexão apresentam-se também atenuados diante dos valores esperados por meio do padrão de flexão (Figuras 36 e 37).

Figura 36 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão, com sua incerteza expandida. Estratégia Uniforme – Passo 20.



Fonte: Autor.

Figura 37 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão, com sua incerteza expandida. Estratégia Uniforme – Passos 10 e 20.

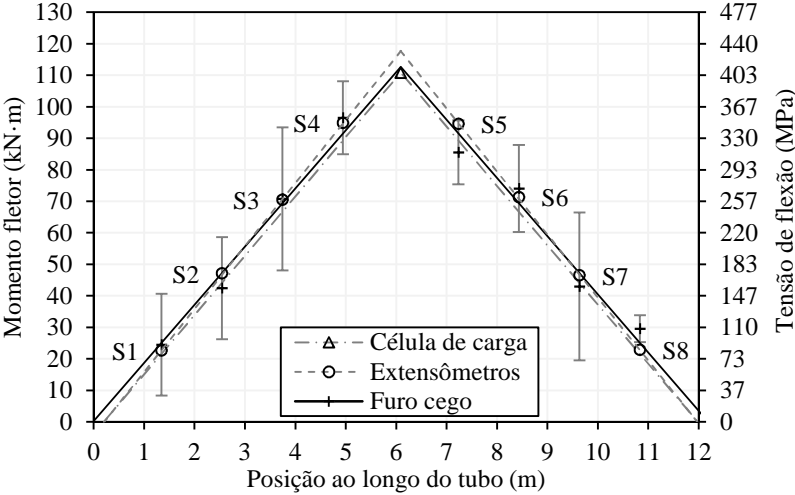


Fonte: Autor.

Por fim, são apresentados na Figura 38 os diagramas de momento fletor e tensão de flexão, assim como sua incerteza expandida, para a estratégia Não Uniforme – Média 20 passos. Assim como na estratégia Não Uniforme – Passo 11 de 20, esse também apresenta uma maior aderência aos valores do padrão de flexão sem, no entanto, apresentar incertezas demasiadamente grandes. Novamente os valores dessas grandezas podem ser observados nas tabelas do item 5.2.4.

Esse bom desempenho pode ser explicado, diante da tendência observada na estratégia Não Uniforme – Passo a passo, como sendo uma consequência da média dos valores de tensão ao longo da profundidade, uma vez que os erros na obtenção dos valores na segunda metade do furo tendem a compensar os erros da primeira metade.

Figura 38 – Diagrama de momento fletor e distribuição da tensão de flexão, com sua incerteza expandida. Estratégia Não Uniforme – Média 20 passos.



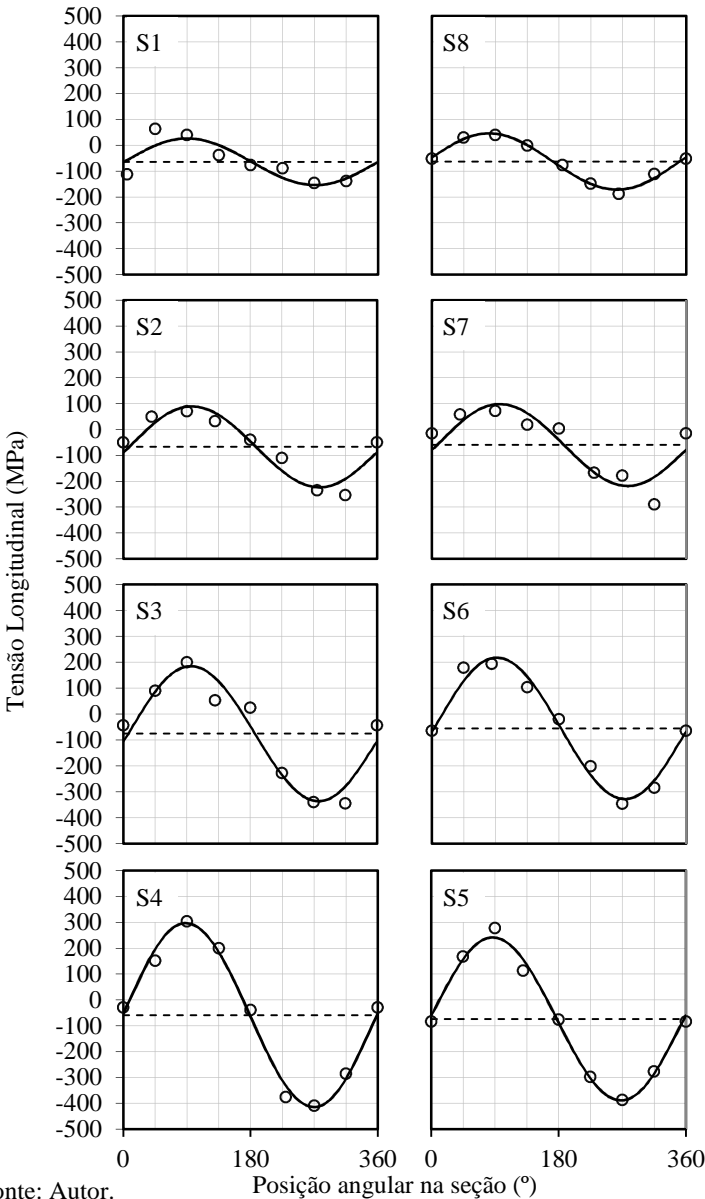
Fonte: Autor.

Os menores erros nos valores das tensões para essa estratégia ao adotar-se como referência as leituras do extensômetros, em relação à referência por meio da célula de carga, podem ser atribuídos novamente a um provável erro no valor disponível do módulo de elasticidade, uma vez que essa propriedade afeta de forma igual os cálculos das tensões realizados por meio do método do furo cego e por meio da extensometria usada como referência de deformação no padrão.

Na Figura 39 são apresentados os gráficos de distribuição de tensões ao longo da seção transversal, calculados pela estratégia Não Uniforme – Média 20 Passos, para as oito seções de trabalho do padrão de flexão. Nestes gráficos, a linha contínua representa os valores de tensões ajustados a partir dos pontos medidos. As linhas tracejadas, por sua vez, representam as tensões médias de cada seção, associadas ao valor médio das tensões residuais longitudinais. Os pontos correspondentes à posição 0° foram duplicados na posição 360° a fim de facilitar a leitura dos desvios. Embora sejam identificados graficamente pontos de maiores desvios, principalmente nas seções S1, S3, S4 e S7, nenhum desses foi considerado estatisticamente um ponto espúrio, de acordo com a avaliação feita pelo método de *Peirce*.



Figura 39 – Distribuição de tensões nas oito seções avaliadas pela estratégia Não Uniforme – Média 20 Passos.



Fonte: Autor.

## 5.2.4 Análise de incertezas

Nas tabelas apresentadas a seguir encontram-se os resultados dos valores medidos e incertezas, padrão e expandida, da tensão de flexão, momento fletor e orientação da linha neutra para cada uma das estratégias de medição propostos nesta dissertação.

### 5.2.4.1 Uniforme – Passo 10

Tabela 8 – Valores medidos e suas incertezas para a tensão de flexão, momento fletor e orientação da linha neutra – Estratégia Uniforme – Passo 10.

Seção	$S^{flex}$ (MPa)				$M$ (kN·m)				$\theta_{LN}$ (°)			
	VM	$u$	$v_{ef}$	$U$	VM	$u$	$v_{ef}$	$U$	VM	$u$	$v_{ef}$	$U$
S1	67	19	5,2	49	18	5,2	5,3	13	8	16	5,2	42
S2	90	49	8,8	110	25	13	8,8	30	-34	30	8,7	68
S3	179	22	5,0	60	49	5,9	5,1	15	0	7,1	5,0	18
S4	247	18	5,0	46	67	4,9	5,3	13	-1	4,2	5,0	11
S5	248	7,5	5,0	19	67,8	2,2	6,5	5,4	-1,3	1,8	5,0	4,6
S6	207	8,6	5,0	22	56,8	2,5	5,8	6,3	0,2	2,4	5,0	6,6
S7	100	38	5,4	97	27	10	5,4	26	-11	22	5,4	55
S8	39	14	5,1	35	11,0	3,8	5,1	9,7	-6	20	5,2	51

Fonte: Autor.

### 5.2.4.2 Uniforme – Passo 20

Tabela 9 – Valores medidos e suas incertezas para a tensão de flexão, momento fletor e orientação da linha neutra – Estratégia Uniforme – Passo 20.

Seção	$S^{flex}$ (MPa)				$M$ (kN·m)				$\theta_{LN}$ (°)			
	VM	$u$	$v_{ef}$	$U$	VM	$u$	$v_{ef}$	$U$	VM	$u$	$v_{ef}$	$U$
S1	72	18	5,1	46	19	4,8	5,2	12	6	14	5,1	37
S2	120	19	5,1	49	32	5,1	5,2	13	-6	9,1	5,1	23
S3	218	15	5,0	38	59	4,1	5,4	10	3	4,0	5,0	10
S4	286	17	5,0	43	78	4,7	5,4	12	-0,4	3,4	5,0	8,8
S5	282	8,5	5,0	22	77,2	2,5	6,5	6,1	-0,6	1,8	5,0	4,5
S6	234	9,6	5,0	25	64,2	2,7	5,8	7,0	1,1	2,3	5,0	6,5
S7	129	6,9	5,0	18	35,4	1,9	5,5	5,0	1,9	3,1	5,0	7,9
S8	70	7,4	5,1	19	19,5	2,1	5,3	5,4	-7	6,2	5,2	16

Fonte: Autor.

### 5.2.4.3 Uniforme – Passos 10 e 20

Tabela 10 – Valores medidos e suas incertezas para a tensão de flexão, momento fletor e orientação da linha neutra – Estratégia Uniforme – Passos 10 e 20.

Seção	$S^{flex}$ (MPa)				$M$ (kN·m)				$\theta_{LN}$ (°)			
	$VM$	$u$	$v_{ef}$	$U$	$VM$	$u$	$v_{ef}$	$U$	$VM$	$u$	$v_{ef}$	$U$
S1	71	18	5,2	46	19	4,8	5,2	12	7	14	5,1	37
S2	111	25	5,5	65	30	6,8	5,5	17	-12	13	5,4	33
S3	208	16	5,0	40	57	4,3	5,3	11	2	4,4	5,0	11
S4	277	17	5,0	43	76	4,7	5,4	12	-0,5	3,6	5,0	9,2
S5	274	7,8	5,0	20	75,1	2,3	6,7	5,6	-0,7	1,7	5,0	4,3
S6	228	9,0	5,0	23	62,4	2,6	5,9	6,6	0,9	2,3	5,0	6,3
S7	122	12	5,0	31	33,3	3,3	5,1	8,6	-1	5,7	5,0	15
S8	62	8,5	5,1	22	17,4	2,4	5,2	6,2	-7	7,9	5,2	20

Fonte: Autor.

### 5.2.4.4 Não Uniforme – Média 10 passos

Tabela 11 – Valores medidos e suas incertezas para a tensão de flexão, momento fletor e orientação da linha neutra – Estratégia Não uniforme – Média 10 passos.

Seção	$S^{flex}$ (MPa)				$M$ (kN·m)				$\theta_{LN}$ (°)			
	$VM$	$u$	$v_{ef}$	$U$	$VM$	$u$	$v_{ef}$	$U$	$VM$	$u$	$v_{ef}$	$U$
S1	62	15	5,0	39	17	4,1	5,1	11	3	14	5,0	36
S2	89	47	7,5	112	24	12,7	7,5	30	-27	30	7,4	71
S3	173	21	5,0	55	47	5,8	5,1	15	3	7,2	5,0	19
S4	243	21	5,0	54	66	5,8	5,2	15	0	5,0	5,0	13
S5	245	12,6	5,0	32	67,1	3,5	5,5	9,1	1,2	3,0	5,0	7,7
S6	199	6,1	5,0	16	54,7	1,8	6,5	4,3	0,8	1,7	5,0	4,8
S7	96	33	5,1	85	26,3	9	5,1	23	-6	19,7	5,1	51
S8	39	12,0	7,5	28	10,9	3,3	7,5	7,9	-28	18,2	7,8	43

Fonte: Autor.

#### 5.2.4.5 Não Uniforme – Média 20 passos

Tabela 12 – Valores medidos e suas incertezas para a tensão de flexão, momento fletor e orientação da linha neutra – Estratégia Não uniforme – Média 20 passos.

Seção	$S^{flex}$ (MPa)				$M$ (kN·m)				$\theta_{LN}$ (°)			
	VM	$u$	$v_{ef}$	$U$	VM	$u$	$v_{ef}$	$U$	VM	$u$	$v_{ef}$	$U$
S1	90	23	5,0	59	24	6,2	5,0	16	1	15	5,0	41
S2	156	23	5,2	59	42	6,2	5,2	16	8	8,5	5,2	22
S3	259	32	5,1	83	70	8,8	5,2	23	7	7,3	5,1	19
S4	354	17	5,0	43	97	4,7	5,7	12	-1,0	2,7	5,0	7,0
S5	314	15	5,0	37	86	4,1	5,6	11	-2,6	2,7	5,0	7,0
S6	272	20	5,0	51	74	5,5	5,3	14	3	4,2	5,0	11
S7	158	33	5,1	86	43	9,2	5,2	24	7	12	5,1	31
S8	108	6	5,2	16	30	1,8	5,9	4,5	-8,6	3,3	5,3	8,4

Fonte: Autor.

#### 5.2.4.6 Não Uniforme – Passo 11 de 20

Tabela 13 – Valores medidos e suas incertezas para a tensão de flexão, momento fletor e orientação da linha neutra – Estratégia Não uniforme – Passo 11 de 20.

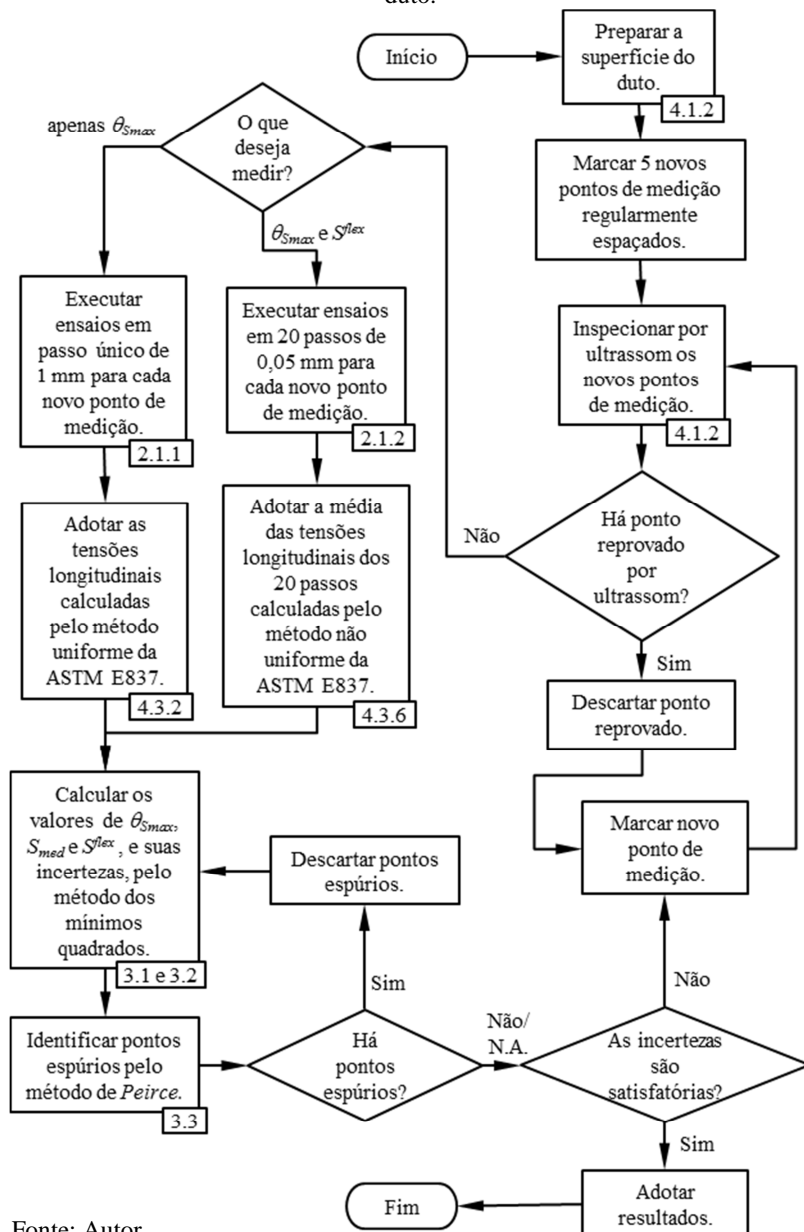
Seção	$S^{flex}$ (MPa)				$M$ (kN·m)				$\theta_{LN}$ (°)			
	VM	$u$	$v_{ef}$	$U$	VM	$u$	$v_{ef}$	$U$	VM	$u$	$v_{ef}$	$U$
S1	80	40	5,1	100	22	11	5,1	28	-6	28	5,1	73
S2	170	63	5,9	160	47	17	5,9	44	17	21	6,0	54
S3	250	44	5,8	110	68	12	5,9	31	16	10	5,7	26
S4	353	24	5,3	62	96	6,7	5,6	17	10	4,0	5,3	10
S5	350	29	5,2	75	96	8,1	5,4	21	7	4,9	5,2	13
S6	241	16	5,1	40	66	4,3	5,4	11	3,8	3,7	5,0	9,5
S7	190	89	7,3	210	52	24	7,3	57	26	27	7,3	63
S8	104	31	7,5	74	29	8,7	7,5	21	-28	18	7,7	42

Fonte: Autor.

### 5.3 PROCEDIMENTO PARA MEDIÇÃO DE $S^{flex}$ E $\theta_{Smax}$ EM DUTOS

Com base nos métodos matemáticos apresentados no Capítulo 3 e considerando o desempenho metrológico e a praticidade na aplicação das estratégias listadas em 4.3, propõe-se um procedimento para a medição de  $S^{flex}$  e  $\theta_{Smax}$  em dutos. Esse procedimento é apresentado na forma do fluxograma da Figura 40, onde também estão indicados os itens da dissertação que trazem mais detalhes sobre as ações propostas.

Figura 40 – Procedimento de medição de  $S^{flex}$  e  $\theta_{Smax}$  na seção transversal de um duto.



Fonte: Autor.



## 6 CONCLUSÕES

O objetivo geral e os objetivos específicos desta dissertação foram alcançados em boa medida a partir do desenvolvimento do dispositivo-padrão de flexão, o qual apresentou desempenho metrológico muito bom. Esse padrão de flexão permitiu verificar a pouca influência das tensões residuais, presentes na amostra de tubo estudada, sobre a medição das tensões de flexão. Permitiu ainda comparar diferentes estratégias de adoção de um valor característico para as tensões longitudinais medidas em um ponto, todas baseadas nos modelos presentes na norma ASTM E837-13a. Dessa comparação, foram observadas significativas variações entre os resultados de cada estratégia. Da avaliação dessas estratégias foi sugerido um procedimento para a medição da tensão de flexão e da orientação da tensão máxima em uma seção transversal ou, em outra abordagem, a medição do momento fletor e da orientação da linha neutra.

Detalhes das conclusões acerca desses pontos são apresentados nos itens a seguir, os quais são complementados ao final por sugestões de trabalhos futuros.

### 6.1 QUANTO AO DISPOSITIVO-PADRÃO DE FLEXÃO

O dispositivo-padrão de flexão desenvolvido nesta dissertação apresentou um desempenho metrológico muito bom, com incertezas inferiores a 0,3% do valor medido, sendo duas ordens de grandeza menores que a da técnica avaliada.

Outro ponto de destaque foi a estabilidade do padrão de flexão no tempo. Uma leitura da carga aplicada ao padrão foi realizada um ano após sua instalação, durante um processo de descarregamento. Essa segunda leitura divergiu da primeira em menos de 0,5% do valor da carga aplicada, valor esse dentro da incerteza da célula de carga.

A necessidade de se conhecer o módulo de elasticidade ao empregar métodos de medição de tensões baseados em medição de deformações é ressaltada pela divergência encontrada entre os diagramas de momento fletor calculados através da célula de carga e dos extensômetros, conforme discutido no item 4.1.4. Tal propriedade é difícil de ser obtida, uma vez que normalmente não é apresentada nos certificados de qualidade dos materiais fornecidos pelos fabricantes dos tubos.

## 6.2 QUANTO ÀS TENSÕES RESIDUAIS DE FABRICAÇÃO

Apesar da dispersão encontrada nos ensaios sem flexão, a distribuição de tensões residuais no tubo estudado apresenta-se satisfatoriamente uniforme ao longo da posição angular da seção transversal para cada profundidade avaliada. Esse comportamento permitiu a medição das tensões de flexão para níveis iguais ou superiores ao praticados nas seções S1 e S8 do padrão, ou seja, superiores a 80 MPa.

Nas avaliações foi observada uma forte correlação entre as tensões residuais nas direções longitudinal e circunferencial. Para os 10 primeiros passos, além da correlação elevada, foi observada a correspondência direta entre os valores das duas direções, cujas implicações são tratadas no item 6.7.

## 6.3 QUANTO À MEDIÇÃO DA TENSÃO DE FLEXÃO

Dentre as estratégias de medição propostas e avaliadas nesta dissertação, a abordagem Não Uniforme – Média 20 passos apresentou os menores erros para os valores da tensão de flexão, com incertezas-padrão inferiores a 35 MPa, ou seja, inferiores a 10% da tensão de escoamento mínima especificada para o material dos tubos empregados na bancada. Já as estratégias Uniforme – Passo 20 e Uniforme – Passos 10 e 20 destacaram-se pela baixa dispersão para os valores de tensão de flexão, embora tenham apresentados erros significativos.

Por sua vez, as estratégias que utilizam apenas a leitura de deformação dos dez primeiros passos de furação para o cálculo das tensões longitudinais levaram a grandes erros nos valores de tensão de flexão, sempre indicando valores abaixo do esperado.

## 6.4 QUANTO À MEDIÇÃO DA ORIENTAÇÃO DA TENSÃO MÁXIMA

A orientação da tensão máxima, e consequentemente da linha neutra, foi obtida com erros inferiores a 10° para as estratégias Uniforme – Passo 20 e Não Uniforme – Média 20. Esses valores são satisfatórios para o auxílio nas avaliações de campo que buscam identificar a direção da movimentação do solo transversalmente ao duto.

Por outro lado, as estratégias que utilizam apenas a leitura de deformação dos dez primeiros passos de furação para o cálculo das tensões longitudinais levaram a maiores erros para a orientação da tensão máxima.



## 6.5 QUANTO AO NÚMERO DE PONTOS DE MEDIÇÃO NECESSÁRIOS EM UMA SEÇÃO

Para a resolução do sistema linear que resulta nos valores de  $S_L^{med}$ ,  $S_L^{flex}$  e  $\theta_{Smax}$  são necessários ao menos três pontos de medição em uma dada seção. Já para a determinação das incertezas desses parâmetros são necessários, no mínimo, quatro pontos. A quantidade de pontos pode ser aumentada a critério do avaliador, caso as incertezas calculadas em campo a partir das medições inicialmente previstas não sejam satisfatórias. Ressaltando-se que as exigências quanto às incertezas variam de caso a caso.

Para a identificação de um eventual ponto espúrio, fundamentando estatisticamente seu descarte, sugere-se que sejam executados ao menos cinco pontos de medição em uma seção transversal, de forma a permitir a adoção do método de *Peirce* ou outro similar.

## 6.6 QUANTO AO PROCEDIMENTO DE MEDIÇÃO SUGERIDO

O procedimento para medição de tensões de flexão apresentado no item 5.3 destaca-se pela possibilidade do cálculo das incertezas das medições realizadas em campo. Esse procedimento ainda apresenta duas alternativas, uma de execução mais elaborada, que garante bons resultados tanto para a medição da tensão de flexão quanto para a orientação da tensão máxima, e outra de execução mais ágil, que garante bons resultados apenas para a orientação da tensão máxima.

## 6.7 SUGESTÕES DE TRABALHO FUTUROS

O dispositivo-padrão de flexão desenvolvido nesta dissertação poderá ser utilizado em trabalhos futuros para avaliação de outros métodos semidestrutivos ou não destrutivos de medição de tensões, como a interferometria laser associada à indentação ou a difratometria de raios-X.

Para avaliar de forma mais exata a distribuição das tensões ao longo do padrão por meio de extensômetros, sugere-se que seja realizado ensaio de tração a fim de determinar o módulo de elasticidade dos materiais dos tubos que compõem a bancada.

A forte correlação observada entre as tensões residuais nas direções longitudinal e circunferencial, assim como a razão unitária entre esses valores nos 10 primeiros passos de furação, indica um possível caminho a ser estudado para a estimativa dessas parcelas em campo, uma vez que a parcela das tensões circunferenciais devida a

carregamentos externos é comumente determinada. A avaliação da aplicabilidade dessa estratégia passará, certamente, pela identificação dessa correlação em amostras de tubos de materiais, dimensões e processos de fabricação diferentes.

Dada a baixa dispersão apresentada nos valores de tensão de flexão obtidos pela estratégia Uniforme Passo 20, acredita-se que essa possa ser uma boa alternativa para uma mais rápida medição dessa grandeza em campo. Para isso é necessário o estudo da origem dos erros que essa estratégia apresenta e, posteriormente, estabelecer uma constante para sua correção.

Outras estratégias de adoção de valores característicos para a tensão longitudinal podem futuramente ser propostas e avaliadas. Entre elas, sugere-se a adoção da média das tensões considerando apenas os passos de furação de 5 a 16. Dessa forma, serão desconsiderados os passos iniciais, onde o furo ainda não tem a forma prevista pelo modelo, e os passos finais, onde pequenos erros na medição da deformação geram grandes erros nos valores das tensões medidas, como consequência do próprio modelo. Vale lembrar que, para a implementação dessa estratégia, são necessários ajustes nos elementos das matrizes de coeficientes  $\bar{a}$  e  $\bar{b}$  da norma ASTM E387.

## REFERÊNCIAS

- AGÊNCIA NACIONAL DE PETRÓLEO GÁS NATURAL E BIOCOMBUSTÍVEIS. Autorizações de Operação. Disponível em: <www.anp.gov.br>. Acesso em: 20 mar. 2012.
- AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. **API Specification 5L: Specification for Line Pipe**. Washington, D.C.: American Petroleum Institute. 2012.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM E837-13a**: Standard test method for determining residual stresses by the hole-drilling strain-gage method. West Conshohocken, PA: ASTM International. 2013.
- BAUM, L. R.; GALLOWAY, L. D.; HARP, L. E. **Landslide and Land Subsidence Hazards to Pipelines: U.S. Geological Survey Open-File Report 2008-1164**. USGS. [S.l.], p. 192. 2008.
- BLÖDORN, R. **Estudo do furo e do processo de furação empregado no método do furo cego para medição de tensões residuais**. Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis, p. 177. 2014.
- BORTOLAN NETO, L.; MACHADO, R. D.; HECKE, M. B. Finite Element Analysis of Buried Pipelines Subjected to Buckling. **International Journal of Modeling and Simulation for the Petroleum Industry**, III, June 2009. 23-33.
- CASTRUP, H. **A Welch-Satterthwaite Relation for Correlated Errors**. Proc. 2010 Meas. Sci. Conf. Pasadena: [s.n.]. 2010.
- CYSNE, M. J. D. A. **Certificado de inspeção nº 0050544684**. V & M do Brasil S.A. Belo Horizonte. 2012.
- FREIRE, J. F. F. et al. Integridade de Dutos. In: FREIRE, J. L. F. **Engenharia de Dutos**. Rio de Janeiro, Brasil: Associação Brasileira de Engenharia e Ciências Mecânicas, 2009. Cap. 15.
- FREITAS, J. C. D.; GONÇALVES JUNIOR, A. A.; VIOTTI, M. R. **A historical case in the Bolivia-Brazil natural gas pipeline: 5 years of**

stress monitoring at the Curriola river slope. Rio Pipeline Conference Proceedings. Rio de Janeiro: IBP. 2009.

GÅSVIK, K. J. **Optical Metrology**. 3ª. ed. Chichester, UK: John Wiley & Sons Ltd, 2002.

INSTITUTO NACIONAL DE METROLOGIA, QUALIDADE E TECNOLOGIA. **Avaliação de dados de medição: Guia para a expressão de incerteza de medição - GUM 2008**. Duque de Caxias, RJ: INMETRO/CICMA/SEPIN, 2012.

KIRSCH, G. Die Theorie der Elastizität und die Bedürfnisse der Festigkeitslehre. **Zeitschrift des Vereines deutscher Ingenieure**, 42, 1898. 797–807.

LEE, H. **Finite Element Analysis of a Buried Pipeline**. The University of Manchester. Manchester, p. 192. 2010.

MASSAD, F. **Obras de terra: curso básico de geotecnia**. 2ª. ed. São paulo: Oficina de Textos, 2010.

MATHAR, J. Determination of initial stresses by measuring the deformations around drilled holes. **Transactions of The American Society of Mechanical Engineers**, n. 56, p. 249-254, 1934.

MONTGOMERY, D. C. **Applied statistics and probability for engineers**. 3rd. ed. New York, NY: John Wiley & Sons, Inc., 2002.

ORYNYAK, I. V.; LOKHMAN, I. V. **The Spring Splines Procedure with Prescribed Accuracy for Determination of the Curvatures of the Pipe Centerline Based on the 3-D Measurements of its Position**. Proceedings of Rio Pipeline Conference & Exposition. Rio de Janeiro, Brazil: Brazilian Petroleum, Gas and Biofuels Institute. 2011.

PACHECO, A. et al. **Geotechnical and metallurgical aspects of the analysis of buried pipeline stresses due to ground movement**. Proceedings of Rio Pipeline Conference & Exposition. Rio de Janeiro, Brazil: Brazilian Petroleum, Gas and Biofuels Institute. 2013.

PAULA, A. J. et al. **Metodologia para alívio de tensões em dutos enterrado em áreas sujeitas a movimentação lenta do solo**. Rio Pipeline Conference e Exposition 2005. Rio de Janeiro: IBP. 2005.

PEIRCE, B. Criterion for the rejection of doubtful observations. **Astronomical Journal**, Cambridge, II, 24 July 1852. 161-163.

PENG, L.-C.; PENG, T.- L. **Pipe Stress Engineering**. New York, NY: ASME Press, 2009.

PURVIS, B.; HÜWENER, T. **Pipeline Mapping and Strain Assessment Using ILI Tools**. Proceedings of Rio Pipeline Conference & Exposition. Rio de Janeiro, Brazil: Brazilian Petroleum, Gas and Biofuels Institute. 2009. p. 22-29.

ROSS, S. M. Peirce's criterion for the elimination of suspect experimental data. **Journal of Engineering Technology**, Haven, CT, 2003. 1-12.

SCHAJER, G. S. Hole-Drilling Residual Stress Profiling With Automated Smoothing. **Journal of Engineering Materials and Technology**, v. 129, n. 3, p. 440-445, mar. 2007. ISSN 0094-4289.

SCHAJER, G. S.; RUUD, C. O. Overview of Residual Stresses and Their Measurement. In: SCHAJER, G. S. **Practical Residual Stress Measurement Methods**. Chichester, UK: John Wiley & Sons Ltd, 2013. Cap. 1.

THE AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **ASME B31G: Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded Pipelines**. New York, NY: ASME International. 2012.

V & M DO BRASIL S.A. **Certificado de inspeção nº 0050544684**. V & M do Brasil S.A. Belo Horizonte. 2012.

V & M DO BRASIL S.A. **[FLET] Informações sobre módulo de elasticidade** [mensagem pessoal]. Mensagem recebida por <anderson.pacheco@petrobras.com.br> em 20 jun. 2013.

VIOTTI, M. R.; ALBERTAZZI JR., A. **Industrial inspections by speckle interferometry**: general requirements and case study. Proc. SPIE 7389, Optical Measurement Systems for Industrial Inspection VI. [S.l.]: SPIE. 2009. p. 1-15.

VIOTTI, M. R.; ALBERTAZZI JR., A. Compact sensor combining digital speckle pattern interferometry and the hole-drilling technique to

measure nonuniform residual stress fields. **Optical Engineering**, Bellingham, n. 52, p. 101905, 2013.

VIOTTI, M. R.; ALBERTAZZI JR., A. **Robust speckle metrology techniques for stress analysis and NDT**. 1ª. ed. Bellingham: SPIE, 2014.

VIOTTI, M. R.; ALBERTAZZI JR., A.; KANDA, C. **Avaliação em campo do carregamento externo de dutos usando a combinação da técnica do furo cego com holografia eletrônica**. Seminário de END em Dutos. Rio de Janeiro: Abendi. 2010. p. 1-15.

WANG, J.; SARASWAT, R.; MIRZAEI-SISAN, A. **Influence of Residual Stresses on Pipeline Integrity: A State-of-the-Art Review**. Proceedings of Rio Pipeline Conference & Exposition. Rio de Janeiro, Brazil: Brazilian Petroleum, Gas and Biofuels Institute. 2013.

WILDE, A. et al. **The Role of In-Line Inspection in the Management of Transmission Pipelines Affected by Ground Movement**. Proceedings of Rio Pipeline Conference & Exposition. Rio de Janeiro, Brazil: Brazilian Petroleum, Gas and Biofuels Institute. 2011.

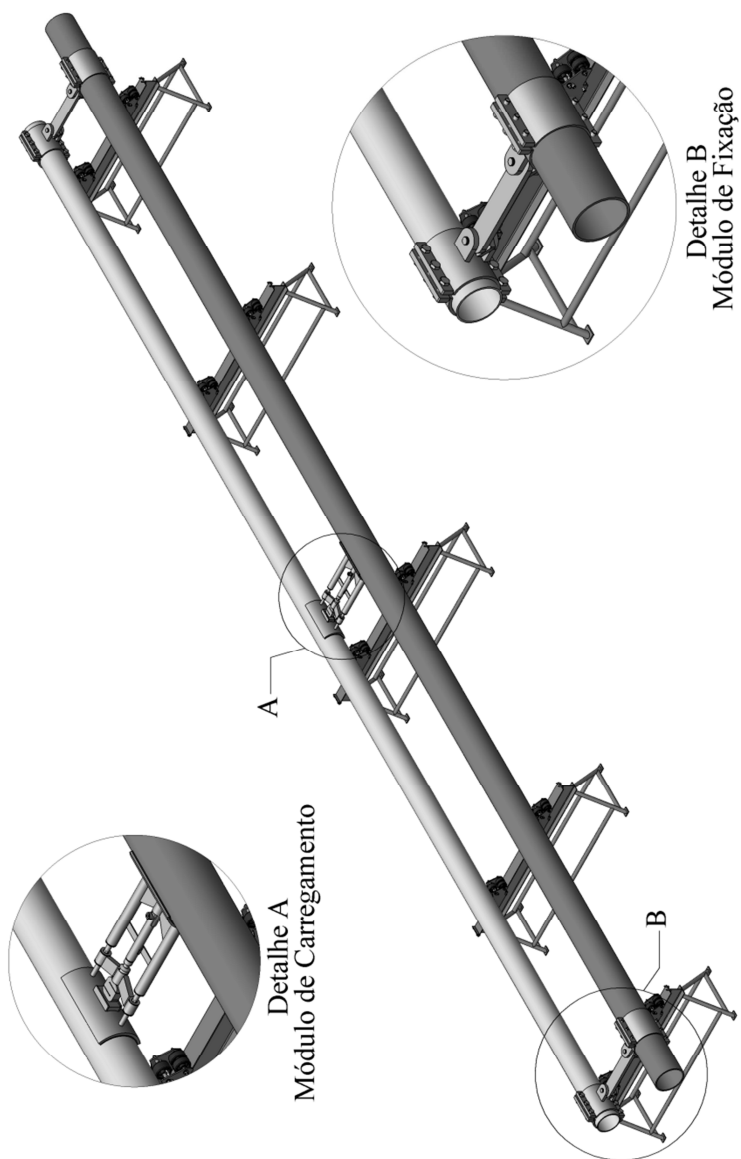
## APÊNDICE A – Funções de medição e suas derivadas parciais

$$\begin{aligned}
 \text{a) } S^{flex} &= \sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2} \\
 \frac{\partial S^{flex}}{\partial \beta_1} &= \frac{\beta_1}{\sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2}} \\
 \frac{\partial S^{flex}}{\partial \beta_2} &= \frac{\beta_2}{\sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2}} \\
 \text{b) } \theta_{Smax} &= tg^{-1} \left( \frac{\beta_2}{\beta_1} \right) \\
 \frac{\partial \theta_{Smax}}{\partial \beta_1} &= \frac{\beta_2}{\beta_1^2 + \beta_2^2} \\
 \frac{\partial \theta_{Smax}}{\partial \beta_2} &= -\frac{\beta_1}{\beta_1^2 + \beta_2^2} \\
 \text{c) } M &= \frac{\pi \sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2} (R^4 - (R-t)^4)}{4 R} \\
 \frac{\partial M}{\partial \beta_1} &= \frac{\pi \beta_1 (R^4 - (R-t)^4)}{4 R \sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2}} \\
 \frac{\partial M}{\partial \beta_2} &= \frac{\pi \beta_2 (R^4 - (R-t)^4)}{4 R \sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2}} \\
 \frac{\partial M}{\partial R} &= \frac{\pi t \sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2} (8 R^3 - 6 R^2 t + t^3)}{4 R^2} \\
 \frac{\partial M}{\partial t} &= \frac{\pi \sqrt{\beta_1^2 + \beta_2^2} (R-t)^3}{R} \\
 \text{d) } F &= \pi \beta_0 (2 R t - t^2) \\
 \frac{\partial F}{\partial \beta_0} &= \pi (2 R t - t^2) \\
 \frac{\partial F}{\partial R} &= 2 \pi \beta_0 t \\
 \frac{\partial F}{\partial t} &= 2 \pi \beta_0 (R - t)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 \text{e) } M_{(S_x)} &= \frac{P L_P L_x}{L} \\
 \frac{\partial M_{(S_x)}}{\partial P} &= \frac{L_P L_x}{L} \\
 \frac{\partial M_{(S_x)}}{\partial L_P} &= \frac{P L_x}{L} \\
 \frac{\partial M_{(S_x)}}{\partial L_x} &= \frac{P L_P}{L} \\
 \frac{\partial M_{(S_x)}}{\partial L} &= -\frac{P L_P L_x}{L^2}
 \end{aligned}$$

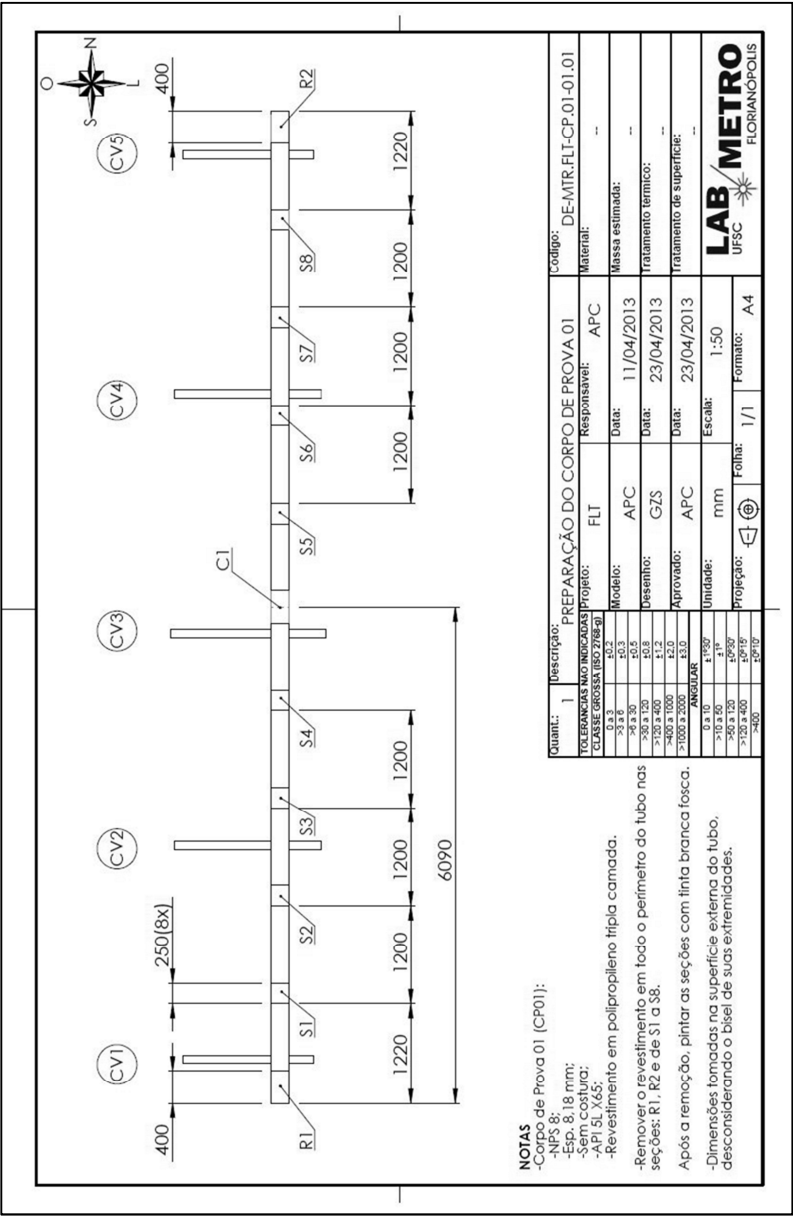


**APÊNDICE B – Dispositivo-padrão de tensões de flexão e detalhes dos módulos de carregamento e fixação**





APÊNDICE C – Posição das seções de medição no corpo de prova  
T-01





ANEXO A – Matrices de coeficientes da norma ASTM E837-13a

Table 5(a) Hole-Drilling Calibration Matrix a for a 1/16 in. Type A Rosette with a 0.080 in. (2 mm) Hole <sup>a</sup>														
Hole Depth		Stress Depth												
		in.	mm	0.002	0.004	0.006	0.008	0.010	0.012	0.014	0.016	0.018	0.020 in.	0.50 mm
0.002	0.05			-0.00679										
0.004	0.10			-0.00815	-0.00714									
0.006	0.15			-0.00937	-0.00844	-0.00734								
0.008	0.20			-0.01046	-0.00960	-0.00858	-0.00739							
0.010	0.25			-0.01141	-0.01063	-0.00968	-0.00856	-0.00728						
0.012	0.30			-0.01223	-0.01152	-0.01064	-0.00960	-0.00839	-0.00701					
0.014	0.35			-0.01291	-0.01227	-0.01147	-0.01050	-0.00936	-0.00806	-0.00659				
0.016	0.40			-0.01360	-0.01287	-0.01207	-0.01132	-0.01015	-0.00893	-0.00759	-0.00615			
0.018	0.45			-0.01416	-0.01344	-0.01264	-0.01184	-0.01082	-0.00970	-0.00846	-0.00712	-0.00567		
0.020	0.50			-0.01463	-0.01392	-0.01312	-0.01223	-0.01134	-0.01031	-0.00917	-0.00793	-0.00657	-0.00511	
0.022	0.55			-0.01508	-0.01434	-0.01354	-0.01270	-0.01173	-0.01072	-0.00977	-0.00854	-0.00730	-0.00600	
0.024	0.60			-0.01545	-0.01471	-0.01391	-0.01306	-0.01211	-0.01113	-0.01013	-0.00906	-0.00791	-0.00670	
0.026	0.65			-0.01578	-0.01503	-0.01422	-0.01340	-0.01243	-0.01146	-0.01049	-0.00938	-0.00842	-0.00722	
0.028	0.70			-0.01606	-0.01531	-0.01450	-0.01366	-0.01271	-0.01175	-0.01078	-0.00970	-0.00869	-0.00765	
0.030	0.75			-0.01629	-0.01554	-0.01473	-0.01390	-0.01294	-0.01199	-0.01102	-0.00996	-0.00892	-0.00795	
0.032	0.80			-0.01649	-0.01574	-0.01493	-0.01410	-0.01313	-0.01217	-0.01123	-0.01018	-0.00919	-0.00815	
0.034	0.85			-0.01665	-0.01590	-0.01510	-0.01426	-0.01330	-0.01234	-0.01138	-0.01036	-0.00938	-0.00836	
0.036	0.90			-0.01679	-0.01604	-0.01523	-0.01441	-0.01344	-0.01248	-0.01151	-0.01049	-0.00955	-0.00852	
0.038	0.95			-0.01692	-0.01617	-0.01536	-0.01452	-0.01357	-0.01261	-0.01164	-0.01063	-0.00967	-0.00866	
0.040	1.00			-0.01704	-0.01628	-0.01548	-0.01465	-0.01368	-0.01272	-0.01176	-0.01074	-0.00978	-0.00877	
Hole Depth		Stress Depth												
		in.	mm	0.022	0.024	0.026	0.028	0.030	0.032	0.034	0.036	0.038	0.040 in.	1.00 mm
0.022	0.55			-0.00464										
0.024	0.60			-0.00543	-0.00411									
0.026	0.65			-0.00604	-0.00485	-0.00364								
0.028	0.70			-0.00655	-0.00544	-0.00431	-0.00316							
0.030	0.75			-0.00693	-0.00589	-0.00484	-0.00378	-0.00270						
0.032	0.80			-0.00716	-0.00624	-0.00524	-0.00425	-0.00328	-0.00231					
0.034	0.85			-0.00738	-0.00644	-0.00555	-0.00464	-0.00368	-0.00283	-0.00195				
0.036	0.90			-0.00755	-0.00665	-0.00574	-0.00492	-0.00406	-0.00323	-0.00241	-0.00162			
0.038	0.95			-0.00770	-0.00679	-0.00592	-0.00508	-0.00432	-0.00353	-0.00277	-0.00203	-0.00131		
0.040	1.00			-0.00781	-0.00690	-0.00605	-0.00521	-0.00448	-0.00374	-0.00303	-0.00234	-0.00167	-0.00103	

Table 5(b) Hole-Drilling Calibration Matrix b for a 1/8 in. Type A Rosette with a 0.080 in. (2 mm) Hole<sup>A</sup>

Hole Depth in.	mm	Stress Depth										0.016 0.40	0.018 0.45	0.020 in. 0.50 mm
		0.002 0.05	0.004 0.10	0.006 0.15	0.008 0.20	0.010 0.25	0.012 0.30	0.014 0.35	0.016 0.40	0.018 0.45	0.020 in. 0.50 mm			
0.002	0.05	-0.01264												
0.004	0.10	-0.01470	-0.01352											
0.006	0.15	-0.01656	-0.01554	-0.01414										
0.008	0.20	-0.01821	-0.01735	-0.01611	-0.01449									
0.010	0.25	-0.01967	-0.01897	-0.01789	-0.01642	-0.01458								
0.012	0.30	-0.02092	-0.02038	-0.01946	-0.01815	-0.01647	-0.01439							
0.014	0.35	-0.02197	-0.02159	-0.02083	-0.01968	-0.01815	-0.01624	-0.01395						
0.016	0.40	-0.02308	-0.02256	-0.02182	-0.02112	-0.01952	-0.01778	-0.01576	-0.01348					
0.018	0.45	-0.02400	-0.02351	-0.02280	-0.02202	-0.02072	-0.01917	-0.01735	-0.01525	-0.01289				
0.020	0.50	-0.02481	-0.02434	-0.02366	-0.02273	-0.02167	-0.02031	-0.01868	-0.01678	-0.01460	-0.01216			
0.022	0.55	-0.02554	-0.02507	-0.02440	-0.02362	-0.02235	-0.02103	-0.01961	-0.01793	-0.01599	-0.01386			
0.024	0.60	-0.02616	-0.02571	-0.02505	-0.02428	-0.02305	-0.02177	-0.02045	-0.01890	-0.01715	-0.01522			
0.026	0.65	-0.02668	-0.02625	-0.02561	-0.02487	-0.02364	-0.02239	-0.02109	-0.01949	-0.01813	-0.01623			
0.028	0.70	-0.02715	-0.02673	-0.02611	-0.02536	-0.02417	-0.02294	-0.02164	-0.02012	-0.01866	-0.01708			
0.030	0.75	-0.02753	-0.02713	-0.02653	-0.02582	-0.02463	-0.02341	-0.02213	-0.02064	-0.01911	-0.01767			
0.032	0.80	-0.02789	-0.02749	-0.02690	-0.02620	-0.02502	-0.02382	-0.02256	-0.02108	-0.01968	-0.01807			
0.034	0.85	-0.02821	-0.02781	-0.02722	-0.02652	-0.02536	-0.02417	-0.02292	-0.02146	-0.02007	-0.01850			
0.036	0.90	-0.02848	-0.02809	-0.02750	-0.02682	-0.02565	-0.02447	-0.02324	-0.02176	-0.02041	-0.01885			
0.038	0.95	-0.02871	-0.02832	-0.02774	-0.02706	-0.02591	-0.02473	-0.02350	-0.02204	-0.02067	-0.01916			
0.040	1.00	-0.02889	-0.02851	-0.02794	-0.02727	-0.02612	-0.02495	-0.02373	-0.02227	-0.02089	-0.01940			
Hole Depth in.	mm	Stress Depth										0.036 0.90	0.038 0.95	0.040 in. 1.00 mm
		0.022 0.55	0.024 0.60	0.026 0.65	0.028 0.70	0.030 0.75	0.032 0.80	0.034 0.85	0.036 0.90	0.038 0.95	0.040 in. 1.00 mm			
0.022	0.55	-0.01156												
0.024	0.60	-0.01310	-0.01081											
0.026	0.65	-0.01430	-0.01226	-0.01013										
0.028	0.70	-0.01531	-0.01345	-0.01149	-0.00944									
0.030	0.75	-0.01608	-0.01439	-0.01260	-0.01073	-0.00875								
0.032	0.80	-0.01652	-0.01511	-0.01344	-0.01172	-0.00995	-0.00812							
0.034	0.85	-0.01698	-0.01549	-0.01408	-0.01251	-0.01089	-0.00921	-0.00747						
0.036	0.90	-0.01736	-0.01590	-0.01441	-0.01312	-0.011591	-0.01004	-0.00847	-0.00688					
0.038	0.95	-0.01769	-0.01624	-0.01480	-0.01340	-0.01213	-0.01072	-0.00928	-0.00781	-0.00632				
0.040	1.00	-0.01796	-0.01655	-0.01511	-0.01367	-0.01249	-0.01121	-0.00989	-0.00856	-0.00719	-0.00581			

<sup>A</sup> Data are for a 1/8 in. rosette. Multiply hole and stress depths by 0.5 for a 1/16 in. rosette, and by 2 for a 1/4 in. rosette.

## ANEXO B – Certificado de calibração da célula de carga

Laboratório de FORÇA


**Certi**

### Certificado de Calibração

**Data da Calibração:** 19/07/13

**n. 3412/13**

**Data da Emissão:** 19/07/13

Página: 1 de 2

1. CONTRATANTE: UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
Conjunto Universitário, s/n - FLORIANÓPOLIS - SC

2. SOLICITANTE: O mesmo

3. DINAMÔMETRO ELETRÔNICO CALIBRADO

3.1 Transdutor de Força Tipo de Carregamento: Compressão n. Série (fabricante): 20130652 n. Identificação (solicitante): 237020 Intervalo de Indicação: 0 a 50000 N	3.2 Sistema de Indicação: Mostrador Digital n. Série (fabricante): Não consta n. Identificação (solicitante): Não consta Resolução: 0,001 mN/v Fator de Ajuste: Não Consta
---	--

4. PADRÃO UTILIZADO (SMP):

Identific.	Padrão	Certificados	Órgão	Data	Validade	Classe
RC 3005	Dinamômetro Eletrônico	124125	CETEC-MG	14/03/12	03/14	0

5. PROCEDIMENTO DE CALIBRAÇÃO:

PC-155

O dinamômetro eletrônico a calibrar foi montado em série com o dinamômetro eletrônico do SM Padrão, simulando a condição normal de trabalho do mesmo, sendo os valores de força pré-estabelecidos referenciados no indicador do SMC, realizando-se as leituras (3 ciclos de medição) no sistema de indicação do SMP.

**Observações:**  
 A incerteza expandida de medição relatada é declarada como a incerteza padrão de medição (U) multiplicada pelo fator de abrangência k, o qual para uma distribuição t com graus de liberdade efetivos  $\nu_{\text{eff}}$  corresponde a uma probabilidade de abrangência de aproximadamente 95%. A incerteza padrão de medição foi determinada de acordo com a publicação EA-4/02 (1999). Os valores de k e  $\nu_{\text{eff}}$  são apresentados na tabela de resultados.

**Correção** =  $-(\text{Valor Medido no SMC} - \text{Valor Nominal do SMP})$ . O valor da correção deverá sempre ser somado algebricamente à força calculada pela equação do SMC.  
 As indicações em unidade de força do dinamômetro eletrônico calibrado foram calculadas através da equação característica de resposta apresentada na página 02/02.

**Condições Ambientais Durante a Calibração:**  
 Temperatura: 21 +/- 1 °C



O resultado deste certificado refere-se exclusivamente ao instrumento submetido à calibração, nas condições específicas, não sendo extensivo a quaisquer lotes. Esta calibração não isenta o instrumento do controle metrológico estabelecido na regulamentação metrológica. A CERTI autoriza a reprodução deste certificado, desde que qualquer cópia sempre apresente seu conteúdo integral.

**Fundação Centro de Referência em Tecnologias Inovadoras - CERTI**

Campus da Universidade Federal de Santa Catarina - UFSC	Setor C CEP: 83040-970 Florianópolis - SC Caixa Postal 5653	Tel.: +48 3239 2121 Fax: +48 3239 2119 metrologia@certi.org.br www.certi.org.br
		Fundação CERTI CNPJ 78.626.363/0001-24 Insc. Est. 251.378.241 Insc. Mun. 50.111-5



Laboratório de FORÇA

# Certificado de Calibração

Data da Calibração: 19/07/13

Data da Emissão: 19/07/13

n. 3412/13

Página: 2 de 2

## 6. RESULTADOS:

TABELA DE RESULTADOS						
Valor Nominal	Valor Medido	Correção	U	k	V <sub>eff</sub>	
SMP [N]	[mV]	[N]	[N]			
5002	-0,205	5001	1	62	2,15	18
15000	-0,618	14998	2	50	2,02	128
20000	-0,824	20015	-15	73	2,28	10
24999	-1,029	24986	13	78	2,01	307
29999	-1,235	29997	2	80	2,01	258
34999	-1,441	35000	-1	53	2,02	146
44998	-1,854	45004	-6	72	2,07	36
49998	-2,060	49994	4	70	2,07	36

Equação Característica de Resposta:

$$F = a \cdot X^2 + b \cdot X + c \cdot X^3 + d \cdot X^4$$

F: Força aplicada ao instrumento calibrado [N]

X: Leitura no instrumento calibrado [mV]

a = 3,2721664E+01

b = -2,4176961E+04

c = 1,0212061E+02

d = 3,0687122E+01

Everton Idalicio Caetano  
Responsável pela Calibração

Everton Idalicio Caetano  
Técnico Metrologista

O resultado deste certificado refere-se exclusivamente ao instrumento submetido à calibração, nas condições específicas, não sendo extensivo a quaisquer lotes. Esta calibração não isenta o instrumento do controle metrológico estabelecido na Regulamentação Metrológica. A CERTI autoriza a reprodução deste certificado, desde que qualquer cópia sempre apresente seu conteúdo integral.

Fundação Centro de Referência em Tecnologias Inovadoras - CERTI

Campus da Universidade Federal de  
Santa Catarina - UFSC

Setor C  
CEP: 88040-970  
Florianópolis - SC  
Caixa Postal 5053

Tel.: +55 3239 2121  
Fax: +55 3239 2119  
metrologia@certi.org.br  
www.certi.org.br

Fundação CERTI  
CNPJ 78.676.353/0001-24  
Insc. Est. 251.378.241  
Insc. Mun. 50.111-5